



RESISTÊNCIA ÚLTIMA DE NAVIOS E PLATAFORMAS DANIFICADOS POR COLISÕES

Diogo do Amaral Macedo Amante

Tese de Doutorado apresentada ao
Programa de Pós-graduação em
Engenharia Oceânica, COPPE, da
Universidade Federal do Rio de Janeiro,
como parte dos requisitos necessários a
obtenção do título de Doutor em
Engenharia Oceânica.

Orientador: Segen Farid Estefen

Rio de Janeiro
Outubro de 2017

RESISTÊNCIA ÚLTIMA DE NAVIOS E PLATAFORMAS DANIFICADOS POR
COLISÕES

Diogo do Amaral Macedo Amante

TESE SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DO INSTITUTO ALBERTO LUIZ
COIMBRA DE PÓS-GRADUAÇÃO E PESQUISA DE ENGENHARIA (COPPE) DA
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE DOS
REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE DOUTOR EM
CIÊNCIAS EM ENGENHARIA OCEÂNICA.

Examinada por:

Prof. Segen Farid Estefen, Ph.D.

Prof. Carlos Antonio Pancada Guedes Soares, Ph.D.

Prof. Eduardo de Miranda Batista, D.Sc.

Prof. Ilson Paranhos Pasqualino, D.Sc.

Prof. Julio Cesar Ramalho Cyrino, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ – BRASIL
OUTUBRO DE 2017

Amante, Diogo do Amaral Macedo

Resistência última de navios e plataformas danificados por colisões / Diogo do Amaral Macedo Amante. – Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2017.

XX, 304 p.: il.; 29,7 cm.

Orientador: Segen Farid Estefen

Tese (doutorado) – UFRJ/ COPPE/ Programa de Engenharia Oceânica, 2017.

Referências Bibliográficas: p. 290-304.

1. Resistência última. 2. Colisão. 3. Navio. I. Estefen, Segen Farid. II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Oceânica. III. Título.

*À minha família, especialmente para minha mãe,
minha esposa Fernanda e meu filho Rafael.*

Agradecimentos

À minha mãe que sempre foi presente e se empenhou na minha educação durante toda a minha vida, sem ela eu não teria chegado até aqui.

À minha esposa, Fernanda, principalmente pela paciência nestes últimos 3 anos de muita dedicação para o desenvolvimento da tese.

Ao meu filho Rafael, que sem saber, recebeu menos atenção nesses seus primeiros anos de vida devido ao desenvolvimento da tese em conjunto ao trabalho em Santos.

Ao meu orientador Segen Farid Estefen pelos conhecimentos passados, sugestões, incentivos à pesquisa e crescimento profissional.

À Petrobras que aprovou o meu doutorado e financiou um ano de estudos na University of Texas at Austin.

Ao professor Spyros Kinnas que me recebeu muito bem em na University of Texas at Austin.

À Engenheira Christina Wang que me co-orientou durante o período de estudos na University of Texas at Austin. Agradeço a sua disponibilidade de me receber muito bem nas reuniões na ABS Houston e pelas ótimas sugestões para a pesquisa.

Ao amigo e engenheiro John Chujutalli, pela participação e ajuda no trabalho.

Resumo da Tese apresentada à COPPE/UFRJ como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Doutor em Ciências (D.Sc.)

RESISTÊNCIA ÚLTIMA DE NAVIOS E PLATAFORMAS DANIFICADOS POR COLISÕES

Diogo do Amaral Macedo Amante

Setembro/2017

Orientador: Segen Farid Estefen

Programa: Engenharia Oceânica

Eventos extremos podem levar um elemento estrutural a experimentar um cenário de carregamento acima de um limite crítico, conhecido como resistência última. Essa falha estrutural, em alguns casos, pode desenvolver o colapso progressivo de outros elementos estruturais e gerar consequências catastróficas. As colisões offshore aumentam os riscos de ocorrência de uma falha extrema. Com a crescente demanda por segurança no mar e proteção ao meio ambiente, existe um grande interesse em se prever as consequências das colisões entre navios e plataformas para que sejam tomadas as devidas medidas de prevenção ou minimização dos danos estruturais e ao meio-ambiente. A severidade e o potencial de prejuízos com os acidentes envolvendo colisões entre embarcações em termos financeiros e ao meio ambiente indicam a importância da avaliação das consequências destes acidentes.

A tese investiga a resistência última e o colapso progressivo de navios e plataformas danificados por colisões através do método dos elementos finitos. A análise da colisão e posterior verificação de resistência residual é um processo complexo, altamente não linear e, principalmente, envolve grandes deformações plásticas. Para avaliar a gravidade do dano, há a necessidade de desenvolver modelos numéricos robustos e confiáveis. Consequentemente, foram realizados testes experimentais com modelos reduzidos intactos e danificados de painéis enrijecidos e vigas-caixão. Espera-se obter resultados que aumentem o entendimento dos mecanismos de falha estrutural, considerando danos que abrangem desde pequenas mochas, até danos extensos em uma grande área do casco de um navio ou plataforma do tipo FPSO.

Abstract of Thesis presented to COPPE/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Doctor of Science (D.Sc.)

ULTIMATE STRENGTH OF SHIPS AND PLATFORMS DAMAGED BY COLLISIONS

Diogo do Amaral Macedo Amante

September/2017

Advisor: Segen Farid Estefen

Department: Ocean Engineering

Extreme events may lead to a structural element experiencing a loading scenario above a critical limit known as ultimate strength. This structural failure, in some cases, can develop into the progressive collapse of other structural elements and generate catastrophic consequences. Offshore collisions increase the risk of extreme failure. With increasing demand for safety at sea and protection of the environment, there is a strong interest in predicting the consequences of ship collisions for preventing and minimizing damage to structures and the environment. The severity and potential of accidents with offshore collisions in terms of financial and environmental loss show the great importance of evaluating collision scenarios and the consequences of these accidents.

The thesis investigates the ultimate strength and progressive collapse of ships and platforms damaged by collisions using the finite element method. Collision analysis and subsequent verification of residual resistance is a complex, highly nonlinear process and, mainly, involves large plastic deformations. To assess the severity of the damage, there is a need to develop robust and reliable numerical models. Consequently, experimental tests were performed with reduced intact and damaged models of stiffened panels and box girders. Results are expected to increase understanding of structural failure mechanisms, considering damages ranging from small dents to extensive damage to a large area of a ship's hull or FPSO-type platform.

Sumário

Capítulo 1	1
Introdução	1
1.1 – Contexto.....	1
1.2 – Motivação	7
1.3 – Objetivo da Tese	9
1.4 – Organização da Tese	11
Capítulo 2	14
Métodos de avaliação da resistência última de navios intactos e com danos.....	14
2.1 – Introdução	15
2.2 – Avaliação da resistência última de placas em compressão.....	21
2.2.1 Resistência última e comportamento pós-flambagem de placas	23
2.3 – Imperfeições de fabricação	25
2.3.1 Imperfeições Geométricas de Fabricação	25
2.3.1.1 Forma de distribuição das imperfeições geométricas de fabricação	28
2.3.2 Tensões residuais	35
2.4 – Resistência última de painéis enrijecidos	37
2.5 – Métodos de avaliação da resistência última longitudinal do navio	40
2.5.1 Teoria de flexão de viga	40
2.5.2 Método baseado na hipótese de distribuição de tensão	41
2.5.3 Método do colapso progressivo	42
2.5.4 Análise não linear pelo método dos elementos finitos	44
2.6 – Revisão de trabalhos de avaliação da resistência última de estruturas com dano de colisão	45
2.6.1 Classificação dos danos em acidentes envolvendo impacto/colisões.....	46
2.6.2 Resistência residual de placas e painéis enrijecidos com danos de colisão... 50	
2.6.3 Resistência última de estruturas oceânicas com danos extensos	56
Capítulo 3	59
Colisões entre embarcações e plataformas	59
3.1 – Introdução	60
3.2 – Histórico de colisões em plataformas	62
3.2.1 Dados estatísticos de colisões em plataformas	62
3.2.2 Recentes colisões em plataformas	68
3.3 – Histórico de colisões em Plataformas no Brasil	71

3.3.1 Operações com embarcações de apoio na Petrobras	76
3.3.2 Diferença nas operações de FPSOs e Jaquetas	79
3.4 – Colisões de embarcações de apoio em plataformas da Petrobras no período de 2005 a 2015	81
3.4.1 FPSOs	85
3.4.2 Unidades fixas	86
Capítulo 4	88
Resistência última de placas com mossas	88
4.1 – Resistência última de placas considerando imperfeições de fabricação.....	89
4.1.1 Imperfeições geométricas de fabricação.....	90
4.1.2 Influência das tensões residuais de soldagem na resistência última de placas	96
4.2 – Resistência última compressiva de placas com massa	99
4.2.1 Taxa de deformação.....	99
4.2.2 Efeito Bauschinger	104
4.3 – Relação de influência entre mossas, imperfeições geométricas e tensões residuais	107
4.3.1 Influência das imperfeições geométricas na resistência última compressiva de placas com dano de massa.....	107
4.3.2 Influência das tensões residuais de soldagem na resistência última compressiva de placas com mossas	108
4.4 – Estudo paramétrico da resistência última de placas com massa	110
4.5 – Equação para estimar a resistência última de placas com mossas.....	120
Capítulo 5	123
Resistência última de painéis enrijecidos com danos de impacto	123
5.1 – Análises experimentais	124
5.1.1 Sequência de falha	130
5.2 – Resistência última de painéis com mossas	132
5.2.1 Resistência última residual de painel de convés de um navio.....	133
5.2.2 Resistência última de painel de costado de FPSO com dano de contato de embarcação de apoio	140
Capítulo 6	152
Correlação numérico e experimental da resistência última longitudinal de navios .	152
6.1 – Introdução.....	153
6.2 – Resistência última longitudinal: Testes experimentais.....	155
6.3 – Teste experimental de flexão de viga caixão.....	167
6.3.1 – Construção do modelo reduzido	170
6.3.2 – Medição das imperfeições geométricas iniciais	172
6.3.3 Instrumentação e dados de aquisição.....	175

6.3.4 – Carregamento.....	176
6.3.5 – Resultados do teste de flexão.....	178
6.4 – Simulação numérica do teste experimental	181
Capítulo 7	187
Avaliação da resistência última longitudinal de navios através do método dos elementos finitos.....	187
7.1 – Método dos elementos finitos aplicado na análise de resistência última longitudinal de navios.....	188
7.1.1 Modelagem do navio	189
7.1.2 Extensão longitudinal do modelo	192
7.1.3 Condições de contorno e carregamento.....	195
7.1.4 Malha, convergência e momento fletor de regra	199
7.1.5 Imperfeições de fabricação.....	202
7.2 – Análise numérica de avaliação da resistência última longitudinal de navios..	203
7.2.1 Navio petroleiro do tipo Suezmax	203
7.2.1.1 Sequência de falha	213
7.2.1.2 Análises adicionais	218
7.2.2 Navio petroleiro VLCC convertido em plataforma.....	220
7.2.2.1 Análises adicionais	228
7.2.2.2 Influência das imperfeições geométricas.....	228
7.2.2.3 Influência da extensão longitudinal do modelo	228
7.2.2.4 Influência das condições de contorno.....	229
7.3 – Resistência última longitudinal de navios com danos de colisão	231
7.3.1 Sequência de falha do navio com danos	240
Capítulo 8	242
Resistência residual de FPSOs após colisões de grande energia.....	242
8.1 – Premissas para as análises estruturais envolvendo colisões em plataformas ..	243
8.1.1 Recomendações de Sociedades Classificadoras	247
8.1.2 Unidade de manutenção e segurança (UMS)	251
8.2 – Simulação de colisão de grande energia e avaliação da resistência residual de um FPSO	256
8.2.1 – Análise numérica	257
8.2.2 Material.....	259
8.2.3 Condições de contorno aplicadas	260
8.3 – Colisão de plataforma de manutenção e segurança (UMS) em costado de FPSO	261
8.4 – Colisão de embarcação de apoio em costado de FPSO	267

8.5 – Metodologia para avaliação da resistência residual sem a simulação de danos	272
Capítulo 9	275
Conclusões.....	275
9.1 – Colisões entre embarcações e plataformas	276
9.2 – Resistência última de placas com mossas.....	277
9.3 – Resistência última de painéis enrijecidos com mossas.....	279
9.4 – Resistência última longitudinal: correlação numérico e experimental	281
9.5 – Resistência última longitudinal de navios	282
9.6 – Resistência remanescente de navios e FPSOs após colisões de grande energia.	286
Trabalhos futuros.....	289
Referências	290

Lista de Figuras

Figura 1.1: Falha catastrófica de um navio [1]	1
Figura 1.2: Colisão nas proximidades da costa da Singapura, 2003	2
Figura 1.3: MV Rena totalmente dividido em duas partes após acidente de colisão com recifes [6].....	4
Figura 1.4: Colisão de embarcação de apoio em plataforma [8]	5
Figura 1.5: Plataforma Mumbai High North após a colisão de embarcação de apoio [9] 6	
Figura 1.6: Danos estruturais e inclinação em plataforma após a colisão de um navio porta-contentores [10].....	7
Figura 1.7: Unidade de manutenção e segurança (UMS) em operação [11]	8
Figura 1.8: Tipos de dano avaliados na Tese.....	10
Figura 2.1: Painel enrijecido.....	15
Figura 2.2: Estrutura do navio formada por painéis enrijecidos [12].....	16
Figura 2.3: Representação de carregamentos para um navio em águas tranquilas [13].	17
Figura 2.4: Navio em tosamento e alquebramento	18
Figura 2.5: Painel enrijecido do fundo recebendo carregamento compressivo devido à condição de alquebramento	19
Figura 2.6: Placa em carregamento compressivo	21
Figura 2.7: Surgimento de imperfeições geométricas após processos de soldagem	26
Figura 2.8: Imperfeições geométricas em um bloco de plataforma semissubmersível [24]	26
Figura 2.9: Tipos de imperfeições geométricas de fabricação [24].....	27
Figura 2.10: Modo natural de flambagem de uma placa de razão de aspecto igual a 3 .	29
Figura 2.11: Distribuições de imperfeições geométricas [34]	31
Figura 2.12: Medições de imperfeições geométricas realizadas em um estaleiro no Rio de Janeiro (amplificado em 20 vezes) [35].....	31
Figura 2.13: Medições de imperfeições geométricas realizadas em um estaleiro no Rio de Janeiro (amplificado em 20 vezes) [35].....	32
Figura 2.14: Medições de imperfeições geométricas realizadas em um estaleiro no Rio de Janeiro (amplificado em 20 vezes) [35].....	32
Figura 2.15: Tolerância máxima permitida pela DNV [39]	34
Figura 2.16: Comparação entre a amplitude máxima de imperfeições das formulações leve, média e severa e a máxima amplitude permitida pela DNV [38]	35
Figura 2.17: Distribuição de tensões residuais idealizadas para uma placa entre enrijecedores	36
Figura 2.18: Principais modos de falhas de um painel enrijecido. (a) Falha global induzida pela placa. b) Falha global induzida pelo reforço. (c) Falha da placa. (d) Tripping dos reforços [46]	38
Figura 2.19: Modo de falha local da alma do reforço [34].....	39
Figura 2.20: Divisão de elementos para a análise de colapso progressivo e a curva de carregamentos dos elementos [33]	44
Figura 2.21: Dano local por moessa entre os reforços do painel [60].....	46
Figura 2.22: Moessa na região interseção entre a placa e o reforço.....	47
Figura 2.23: Grande região de um painel enrijecido com moessa [60].....	47
Figura 2.24: Costado de um FPSO com uma grande moessa causada pela colisão de uma embarcação de apoio [61]	48

Figura 2.25: Dano de grande extensão em um navio petroleiro após a colisão de navio graneleiro [62]	49
Figura 2.26: Potencial catastrófico em dano de colisão em um FPSO [63]	49
Figura 2.27: Resultado da colisão de uma embarcação de apoio a coluna de uma plataforma semissubmersível [61]	50
Figura 3.1: Operação de embarcação de apoio com uma plataforma do tipo FPSO	61
Figura 3.2: Operação de embarcação de apoio com uma plataforma semissubmersível	61
Figura 3.3: Frequências anuais e acumuladas de incidentes de colisão na Bacia continental do Reino Unido (1975 – 2001) [94]	67
Figura 3.4: Plataforma West Alpha e a embarcação de apoio offshore Far Symphony após o acidente [97]	69
Figura 3.5: Extenso dano na proa do Big Orange XVIII [77]	70
Figura 3.6: Danos na plataforma Ekofisk 2/4-W [98]	70
Figura 3.7: Dano estrutural severo causado pela colisão de um rebocador na coluna de uma plataforma semissubmersível P-13 [61]	73
Figura 3.8: Plataforma P-27 após sofrer colisão da embarcação A. H. Paraggi	74
Figura 3.9: Rasgo no costado do FPSO P-II após a colisão de uma embarcação	75
Figura 3.10: Mossa gerada por colisão de embarcação de apoio no costado de uma plataforma do tipo FPSO [61]	76
Figura 3.11: Conceito de bordo favorável e desfavorável	77
Figura 3.12: Operação de embarcação de apoio com os novos FPSOs	80
Figura 3.13: Operação de embarcação de apoio com uma unidade fixa	81
Figura 3.14: Colisões entre embarcações de apoio e plataformas (Petrobras - incluindo sondas próprias e afretadas) entre 2005 e 2015	82
Figura 3.15: Colisões entre embarcações de apoio e plataformas de produção (Petrobras) entre 2005 e 2015	83
Figura 3.16: Colisões de embarcações de apoio em plataformas do tipo FPSO na Petrobras (por ano)	85
Figura 3.17: Colisões de embarcações de apoio em plataformas fixas da Petrobras (por ano)	87
Figura 4.1: Placa 1 e seu sistema de coordenadas	89
Figura 4.2: Forma de distribuição das imperfeições geométricas ($m = 6$)	91
Figura 4.3: Curva de tensão verdadeira versus deformação plástica logarítmica obtida para o aço ASTM AH32	92
Figura 4.4: Valores de imperfeições geométricas	95
Figura 4.5: Modo de colapso da placa 1 amplificado em 10 vezes no instante do colapso (esquerda) e no pós-colapso (direita)	95
Figura 4.6: Modo de colapso da placa 8 amplificado em 10 vezes no instante do colapso (esquerda) e no pós-colapso (direita)	96
Figura 4.7: Distribuição de tensões residuais na placa com tensão compressiva de magnitude de 15% da tensão de escoamento	97
Figura 4.8: Distribuição de tensões residuais na placa com tensão compressiva de magnitude de 25% da tensão de escoamento	97
Figura 4.9: Resistência última de placa em carregamento compressivo	98
Figura 4.10: Variação da relação de tensão dinâmica sobre a tensão de escoamento em função das taxas de deformação para aços de alta resistência [109]	101
Figura 4.11: Profundidade final do dano (mm) sem taxa de deformação	102
Figura 4.12: Profundidade final do dano (mm) com taxa de deformação	103
Figura 4.13: Distribuição de tensões de Von Mises (MPa) para o dano sem taxa de deformação	103

Figura 4.14: Distribuição de tensões de Von Mises (MPa) para o dano com taxa de deformação	103
Figura 4.15: Deformações plásticas para o dano sem taxa de deformação	104
Figura 4.16: Deformações plásticas para o dano considerando a taxa de deformação	104
Figura 4.17: Curva típica do Efeito Bauschinger [112].....	105
Figura 4.18: Comparação dos resultados de resistência última da placa 9 com o dano 1 para um modelo com encruamento isotrópico e com o encruamento combinado mais a consideração do efeito de Bauschinger	106
Figura 4.19: Distribuição de tensões para a placa após a simulação do dano 1 sem tensões residuais iniciais (esquerda) e com tensões residuais iniciais de compressão de 25% da tensão de escoamento (direita)	109
Figura 4.20: Comparação dos resultados de resistência última da placa 9 com o dano 1 para um modelo sem tensões residuais iniciais e dois modelos com tensões iniciais compressivas de 25% e 15%	109
Figura 4.21: Profundidades finais dos danos 1, 2 e 3 para a placa 1	111
Figura 4.22: Profundidades finais dos danos 1,2 e 3 para a placa 3	111
Figura 4.23: Profundidade dos danos 1 e 3 na placa 8	112
Figura 4.24: Placa 2 - Profundidade e distribuição de tensões para o dano 1	112
Figura 4.25: Placa 2 - Profundidade e distribuição de tensão para o dano 2.....	113
Figura 4.26: Placa 2 - Profundidade e distribuição de tensão para o dano 3.....	113
Figura 4.27: Resultados de resistência da placa 1	115
Figura 4.28: Resultados de resistência da placa 2	115
Figura 4.29: Resultados de resistência da placa 4	116
Figura 4.30: Resultados de resistência da placa 6	116
Figura 4.31: Resultados de resistência da placa 9	117
Figura 4.32: Modo de colapso da placa 2 – intacta (primeira) e com o dano 2.....	118
Figura 4.33: Modo de colapso da placa 6 – intacta (primeira) e com o dano 2.....	119
Figura 4.34: Modo de colapso da placa 3 – intacta (direita) e com o dano 1 (esquerda)	119
Figura 4.35: Modos de colapso da placa 8, intacta, com o dano 1 e com o dano 3 (sentido horário)	119
Figura 4.36: Comparação da equação com os resultados numéricos	122
Figura 5.1: Algumas dimensões dos painéis ensaiados.....	124
Figura 5.2: Painel reduzido preparado para receber o dano	124
Figura 5.3: Medição da superfície do painel com o dano.....	125
Figura 5.4: Modelo de elementos finitos incorporando as imperfeições geométricas e o dano 2	126
Figura 5.5: Curva material do aço empregado nas análises experimentais e numéricas.	127
Figura 5.6: Pós-colapso experimental e numérico – Danos 1, 2 e 4	129
Figura 5.7: Condições de contorno aplicadas ao modelo	133
Figura 5.8: Painel Enrijecido	134
Figura 5.9: Localização dos danos de impacto.....	135
Figura 5.10: Painel e esfera no impacto na região de interseção placa/enrijecedor	135
Figura 5.11: Dano proposto para o painel	136
Figura 5.12: Tensões residuais após simulação do impacto.....	136
Figura 5.13: Pós-colapso do painel intacto do painel intacto	137
Figura 5.14: Pós-colapso do painel com os respectivos danos 1, 2 e 5 (sentido horário)	138
Figura 5.15: Tensão última por deslocamento da placa e do reforço	139

Figura 5.16: Costado da plataforma FPSO P-74	140
Figura 5.17: Painel enrijecido considerado no estudo	140
Figura 5.18: Modelo da embarcação de apoio	142
Figura 5.19: Simulação da colisão da embarcação de apoio no painel enrijecido	143
Figura 5.20: Dano para a colisão com velocidade de 400 mm/s	144
Figura 5.21: Vista do dano na interseção entre a placa e o enrijecedor	144
Figura 5.22: Tensões de Von Mises após a colisão	145
Figura 5.23: Profundidade de dano para a colisão de uma esfera em painel de costado de FPSO.....	148
Figura 5.24: Pós-colapso do painel intacto.....	149
Figura 5.25: Pós-colapso – Profundidade do dano = 19.5 mm na placa entre reforços	150
Figura 5.26: Pós-colapso – profundidade do dano = 123.2 mm, na placa entre reforços	150
Figura 5.27: Pós-colapso – profundidade do dano = 122.5 mm, na interseção entre placa e reforço	151
Figura 6.1: Falha catastrófica do Energy Concentration [114]	153
Figura 6.2: Colapso estrutural do navio Prestige em 2002 [114]	154
Figura 6.3: Dimensões da seção dos modelos MST-3 e MST-4	158
Figura 6.4: Dimensões da seção do modelo MSD.....	159
Figura 6.5: Vista lateral dos modelos experimentais.....	159
Figura 6.6: Modelo desenvolvido	160
Figura 6.7: Distribuição das imperfeições de fabricação com o modo de distribuição 2	161
Figura 6.8: Falha do modelo MST-3 para as distribuições de imperfeição geométrica com o modo 2 (esquerda) e modo 3 (direita).....	162
Figura 6.9: Momento último do modelo MST-3 (N.m)	163
Figura 6.10: Pós-colapso do modelo MST-4.....	163
Figura 6.11: Pós-colapso do modelo MSD em momento de aquebramento	164
Figura 6.12: Pós-colapso do modelo MSD em momento de tosamento	164
Figura 6.13: Esquema do experimento	168
Figura 6.14: Desenho com cotas.....	168
Figura 6.15: Desenho isométrico da viga-caixão construída para o experimento.....	169
Figura 6.16: Isométrico da viga-caixão sem as chapas superiores	169
Figura 6.17: Vista frontal da parte central do modelo	170
Figura 6.18: Gabarito utilizado na fabricação dos painéis superior e inferior da parte central da viga.....	171
Figura 6.19: Parte da viga formada por chapas de 3 mm	171
Figura 6.20: Primeiro modelo experimental fabricado.....	172
Figura 6.21: Laser Faro senso utilizado para o mapeamento da superfície do modelo	173
Figura 6.22: Vista lateral da nuvem de pontos	174
Figura 6.23: Vista superior da nuvem de pontos	174
Figura 6.24: Geometria do modelo considerando as imperfeições mapeadas.....	175
Figura 6.25: Posições dos strain gauges no modelo reduzido	176
Figura 6.26: Aparato Instron 8802 utilizado nos testes de flexão	177
Figura 6.27: Posicionamento da viga nos cilindros inferiores	177
Figura 6.28: Flexão da viga-caixão por quatro pontos	178
Figura 6.29: Carga por deslocamento vertical dos cilindros	179
Figura 6.30: Falha da viga-caixão durante o teste de flexão	179
Figura 6.31: Modo de colapso das placas.....	180
Figura 6.32: Detalhe da falha dos reforços.....	180

Figura 6.33: Curva do material adotada no programa de análise estrutural	181
Figura 6.34: Modelo desenvolvido para o teste de flexão da segunda viga-caixão	182
Figura 6.35: Modelo numérico da viga do primeiro teste experimental	183
Figura 6.36: Parte central do modelo em detalhe com as imperfeições geométricas medidas	184
Figura 6.37: Carga por deslocamento vertical dos cilindros	185
Figura 6.38: Colapso do modelo numérico com a distribuição de tensões	186
Figura 6.39: Malha e modo de colapso do modelo	186
Figura 7.1: Reforçadores Perfil T e L	190
Figura 7.2: Painel enrijecido do costado de um navio com reforçador tipo L e do fundo com reforçador tipo T	191
Figura 7.3: Parte da antepara acoplada ao restante da estrutura (painéis de costado e do fundo mostrados anteriormente)	191
Figura 7.4: Possibilidades de modelagem da extensão longitudinal de um navio na análise de resistência longitudinal última por elementos finitos [114]	193
Figura 7.5: Modelo de um navio petroleiro de casco simples com 1/2+1+1/2 espaçamentos entre cavernas	194
Figura 7.6: Pontos de referência utilizados para a aplicação das condições de contorno	196
Figura 7.7: Acoplamento das extremidades do modelo	197
Figura 7.8: Ilustração de carregamento do modelo com momentos aplicados nos dois pontos de referência para avaliação da resistência em aquebramento	199
Figura 7.9: Vistas principais do navio	204
Figura 7.10: Modelo geométrico desenvolvido com 1/2+1+1/2 de espaçamentos entre cavernas	205
Figura 7.11: Modo de distribuição das imperfeições ($m = 6$)	206
Figura 7.12: Fundo duplo com imperfeições amplificadas para a visualização	206
Figura 7.13: Curvas dos materiais utilizados no modelo	207
Figura 7.14: Distribuição do aço utilizado na modelagem do navio.	207
Figura 7.15: Refinamento de malha adotado para as análises	209
Figura 7.16: Pontos de referência acoplados aos nós das extremidades longitudinais do modelo	210
Figura 7.17: Momento vertical último para as condições de aquebramento e tosamento	211
Figura 7.18: Pós-colapso em aquebramento	212
Figura 7.19: Pós-colapso em tosamento	212
Figura 7.20: Flambagem de placas do convés com os reforços íntegros	213
Figura 7.21: Flambagem de placas na fração de carga 0.1991 (esquerda) e dos reforços na fração 0.1997 (direita)	214
Figura 7.22: Elementos estruturais selecionados para verificação do instante da falha	215
Figura 7.23: Elementos estruturais selecionados para verificação do instante da falha	216
Figura 7.24: Elementos estruturais selecionados para verificação do instante da falha	217
Figura 7.25: Sequência de falha da região de fundo do navio em aquebramento	218
Figura 7.26: Comparação de resultado de momento vertical para diferentes condições de contorno	219
Figura 7.27: Comparação de resultado de momento vertical para diferentes condições de contorno	220
Figura 7.28: Navio plataforma convertido na década de 90	221
Figura 7.29: Modelo do FPSO com um espaçamento entre cavernas seguido de meio espaçamento a vante e a ré	222

Figura 7.30: Distribuição do tipo de material utilizado na modelagem do navio	223
Figura 7.31: Resultados de resistência última longitudinal do navio para a condição de carregamento de tosamento	224
Figura 7.32: Curva de momento por fração de rotação aplicada para as condições de tosamento e aquebramento	226
Figura 7.33: Colapso do navio na condição de tosamento	227
Figura 7.34: Colapso do navio na condição de aquebramento	227
Figura 7.35: Colapso do modelo com 5 espaçamentos entre cavernas	229
Figura 7.36: Comparação de resultado de momento vertical em tosamento para diferentes condições de contorno	230
Figura 7.37: Extensão do dano por colisão no costado	232
Figura 7.38: Extensão do dano por colisão no fundo	232
Figura 7.39: Colapso do navio com o dano de colisão no costado - Tosamento	234
Figura 7.40: Colapso do navio com o dano de colisão no fundo - Aquebramento	234
Figura 7.41: Resistência última do navio intacto e com dano de colisão no costado - Tosamento	235
Figura 7.42: Resistência última do navio intacto e com dano de colisão no fundo – Aquebramento	236
Figura 7.43: Falha do navio com o dano 1 - Aquebramento	238
Figura 7.44: Falha do navio com o dano 2 - Aquebramento	239
Figura 7.45: Falha do navio com o dano 3 - Tosamento	239
Figura 7.46: Falha do navio com o dano 5 – Tosamento	240
Figura 7.47: Elementos selecionados para a análise de sequência de falha	241
Figura 8.1: Contato de uma embarcação de apoio no costado de FPSO	245
Figura 8.2: Colisão de embarcação de apoio em plataforma [83]	245
Figura 8.3: Metodologias de consideração de energias para a análise estrutural de colisões	246
Figura 8.4: Acidentes com energias acima da recomendação de regra na bacia continental norueguesa [90].....	249
Figura 8.5: Operação de UMS conectada à uma unidade fixa	252
Figura 8.6: Pequena distância entre a UMS e uma plataforma fixa conectadas pela gangway [126]	253
Figura 8.7: UMSs em operação na costa brasileira	254
Figura 8.8: UMS OOS Gretha que opera com 55700 toneladas	256
Figura 8.9: Modelo do navio com 5 espaçamentos entre cavernas	258
Figura 8.10: Adequação da malha para a simulação da colisão	259
Figura 8.11: Condições de contorno do navio para a simulação da colisão	260
Figura 8.12: Detalhe da extremidade dos pontoons de uma unidade semisubmersível [127]	261
Figura 8.13: UMS operando com uma plataforma fixa com as extremidades dos pontoons direcionados para a plataforma de produção	262
Figura 8.14: Modelo desenvolvido para a extremidade do pontoon	263
Figura 8.15: Colisão frontal do pontoon no cintado do FPSO	264
Figura 8.16: Vista interna do tanque para a penetração do pontoon	264
Figura 8.17: Dano no casco do FPSO.....	265
Figura 8.18: Resistência última do FPSO.....	265
Figura 8.19: Pós-colapso do FPSO em carregamento de aquebramento.....	266
Figura 8.20: Segundo ponto de colisão	266
Figura 8.21: Localização definida para a colisão da embarcação de apoio.....	267
Figura 8.22: Modelo de proa bulbosa da embarcação de apoio	268

Figura 8.23: Profundidade de penetração da embarcação de apoio no costado do FPSO	269
Figura 8.24: Parte interna do costado com a visão da penetração do bulbo da embarcação de apoio	270
Figura 8.25: Grande dano observado após a colisão da embarcação de apoio.....	270
Figura 8.26: Cuva de momento por fração de rotação	271
Figura 8.27: Pós-colapso da plataforma	271
Figura 8.28: Pós-colapso para o dano idealizado de colisão do pontoon da UMS no cintado da plataforma	272

Lista de Tabelas

Tabela 2.1: Resistência última de placas com diferentes modos de imperfeição geométrica	30
Tabela 2.2: Categorias de amplitude máxima de imperfeição.....	33
Tabela 3.1: Acidentes com embarcações passantes e em serviço	63
Tabela 3.2: Colisões separadas por período de tempo.....	64
Tabela 3.3: Classificação de severidade dos danos de colisão na região da bacia continental do Reino Unido (1975 – 2001) [94].....	65
Tabela 3.4: Frequência de acidentes de colisões na Bacia continental do Reino Unido (1975 – 2001) [94].....	66
Tabela 3.5: Limites operacionais das embarcações de apoio	79
Tabela 3.6: Colisões entre embarcações de apoio e plataformas operando pela Petrobras	81
Tabela 3.7: Colisões entre embarcações de apoio e plataformas de produção (Petrobras) entre 2005 e 2015	83
Tabela 3.8: Experiência de operações com FPSOs (2005 a 2015).....	84
Tabela 3.9: Experiência de operações com unidades Fixas (2005 a 2015)	84
Tabela 3.10: Frequência de colisões de embarcações de apoio em plataformas do tipo FPSO que operam na Petrobras (por ano)	86
Tabela 4.1: Características geométricas das placas estudadas	90
Tabela 4.2: Condições de contorno da placa (livre = 1 e fixa = 0).....	93
Tabela 4.3: Comparação de resultados de resistência última	93
Tabela 4.4: Resultados de resistência última.....	94
Tabela 4.5: Resistência última de placas com e sem imperfeições geométricas	107
Tabela 4.6: Profundidades dos danos (mm)	110
Tabela 4.7: Perda de resistência com os danos 1, 2 e 3	114
Tabela 5.1: Comparação dos resultados numéricos e experimentais de resistência última	128
Tabela 5.2: Perdas de resistência dos painéis danificados.....	129
Tabela 5.3: Sequência de falha para o painel intacto antes da inserção do dano 2	130
Tabela 5.4: Sequência de falha para o painel com o dano 2.....	131
Tabela 5.5: Sequência de falha para o painel com o dano 3.....	131
Tabela 5.6: Dimensões das chapas (mm)	134
Tabela 5.7: Dimensões dos reforços (mm).....	134
Tabela 5.8: Perdas de resistência dos painéis devido ao dano.....	137
Tabela 5.9: Redução de resistência devido à profundidade do dano na placa (dano 3)	138
Tabela 5.10: Redução de resistência devido à profundidade do dano na interseção placa/reforço (dano 5).....	139
Tabela 5.11: Dimensões das chapas (mm)	141
Tabela 5.12: Dimensões dos enrijecedores (mm).....	141
Tabela 5.13: Profundidade do dano para a colisão na placa entre reforços.....	146

Tabela 5.14: Profundidade do dano para a colisão na região de interseção placa/reforço	146
Tabela 5.15: Redução de resistência para o dano localizado na placa entre reforços ..	147
Tabela 5.16: Redução de resistência para o dano localizado na interseção placa/reforço	147
Tabela 6.1: Propriedades do material	158
Tabela 6.2: Comparações dos resultados numéricos obtidos	166
Tabela 7.1: Condições de contorno consideradas em diversas publicações recentes...	196
Tabela 7.2: Dimensões principais do navio.....	204
Tabela 7.3: Dimensões das placas de fundo e convés	205
Tabela 7.4: Propriedades do material dos aços considerados.....	206
Tabela 7.5: Fração de carga aplicada para a falha de cada elemento estrutural	215
Tabela 7.6: Fração de carga aplicada para a falha de cada elemento estrutural	216
Tabela 7.7: Fração de carga aplicada para a falha de cada elemento estrutural	217
Tabela 7.8: Dimensões principais da plataforma.....	221
Tabela 7.9: Perdas de resistência	224
Tabela 7.10: Condições de contorno analisadas	230
Tabela 7.11: Extensão do dano para o caso de colisão no costado [24].....	231
Tabela 7.12: Extensão do dano para o caso de colisão no fundo [24].....	232
Tabela 7.13: Coeficientes de correção da equação de momento máximo admissível..	237
Tabela 7.14: Posições e dimensões do dano no convés e no fundo.....	237
Tabela 7.15: Posições e dimensões do dano no costado.....	237
Tabela 7.16: Sequência de falha dos elementos estruturais do convés do navio	241
Tabela 8.1: Deslocamento de UMSs em operação	255

Capítulo 1

Introdução

1.1 – Contexto

As estruturas oceânicas operam em um ambiente dinâmico, com carregamentos em constante mudança. As solicitações estruturais normalmente causam esforços que foram considerados na fase de projeto, entretanto, podem ocorrer cenários anormais e extremos, de baixa probabilidade de ocorrência, que podem ocasionar severos danos estruturais. O desgaste estrutural na forma de corrosão, danos mecânicos e acidentes também fazem parte do dimensionamento estrutural de navios e plataformas. A relação entre os carregamentos atuantes e a condição estrutural deve ser combinada para que exista uma margem de segurança operacional. Carregamentos extremos ou danos estruturais podem levar um elemento estrutural a experimentar um cenário de carregamento acima de um limite crítico, conhecido como resistência última. Essa falha estrutural, em alguns casos, pode desenvolver o colapso progressivo de outros elementos estruturais e gerar consequências catastróficas. A Figura 1.1 mostra uma falha catastrófica da resistência longitudinal última de um navio.



Figura 1.1: Falha catastrófica de um navio [1]

Devido à importância da avaliação do comportamento da resistência última de navios e estruturas oceânicas, o *International Ship and Offshore Structures Congress (ISSC)* mantém, desde o ano de 1997, um comitê de especialistas que fazem revisões trienais sobre o tema específico de resistência última. Em sua última publicação, em 2015 [2], o comitê descreveu que a resistência última é uma avaliação crítica e fundamental para o projeto de navios e plataformas oceânicas.

Apesar do relativo longo período de pesquisas e trabalhos, a área de estudos relacionados à resistência última de navios e plataformas continua sendo desenvolvida por um grande número de pesquisadores. Muitos dos grandes desastres marítimos que ocorreram no passado, como os casos do Erika, Prestige e P-36, estão relacionados à resistência última. Desastres como estes mostram a importância do tema [3].

As colisões offshore aumentam as incertezas em relação à capacidade de resistência última local e global das estruturas oceânicas. Estes acidentes podem ocorrer na forma de encalhes de navios, quedas de objetos e colisões entre embarcações ou entre embarcações e plataformas. Frequentemente, ocorrem em áreas de intenso tráfego marítimo e nas operações de embarcações com plataformas. A Figura 1.2 exemplifica a severidade de uma colisão entre navios. Apesar dos avanços nas técnicas de navegação e da grande preocupação com a segurança no mar, acidentes envolvendo colisões offshore continuam ocorrendo.



Figura 1.2: Colisão nas proximidades da costa da Singapura, 2003

A *International Maritime Organization (IMO)* descreveu em seu relatório de perdas e incidentes envolvendo colisões de navios (IMO:GISIS (2015)) [4], um número significativo de acidentes com graves consequências. Entre os anos de 2005 e 2014, ocorreu uma média de 23,8 acidentes graves por ano (perda do navio, perda de vidas ou poluição severa).

É extenso o histórico de grandes acidentes com perda total de navios após colisões. O caso envolvendo o Titanic é o acidente mais conhecido no mundo. Em um dos piores desastres marítimos da história, no dia 15 de abril de 1912, o luxuoso transatlântico Titanic foi ao fundo do mar após colidir com um iceberg no Oceano Atlântico. O acidente aconteceu horas depois de o navio ter deixado o porto de Southampton, na Inglaterra. Dos 2.224 passageiros a bordo, mais de 1500 pessoas morreram afogadas ou por conta do frio. Era o triste fim da viagem inaugural do Titanic, que deveria ter como destino final a cidade de Nova York. Pouco antes da meia-noite do dia 14 de abril, o Titanic navegava em uma área de água parada, sem ondas, um verdadeiro espelho e também um inconveniente para detectar icebergs. O navio colidiu de raspão em um iceberg, o que causou a abertura de seis fendas em seu casco. A partir desse momento, o Titanic estava condenado. Para agravar a situação, não havia botes salva-vidas para todos os passageiros, apesar de o navio estar seguindo a legislação vigente na época. Esse desastre motivou a criação, em 1914, da primeira convenção internacional para salvaguarda da vida humana no mar (SOLAS).

Fazem parte da história mundial inúmeros acidentes com encalhe ou colisões de navios que ocasionaram grandes derramamentos de óleo no mar. O acidente com o navio Exxon Valdez, em 1989, é considerado um dos maiores desastres ambientais da história. De acordo com Hong [5], um relatório do *International Oil Pollution Compensation Fund* mostra que, entre os seus membros, as colisões e encalhes são responsáveis por cerca de 50% de todos os maiores derramamentos de óleo no período de 1970 a 2005.

Acidentes recentes com colisões levaram navios ao colapso total. O acidente com o navio porta-contentores de bandeira liberiana MV Rena é um exemplo de colapso estrutural total de um navio após um acidente com colisão. Em outubro de 2011, o MV Rena colidiu com um recife na costa da Nova Zelândia. Esse acidente resultou na quebra do navio em duas partes, conforme pode ser observado na Figura 1.3. O acidente provocou o vazamento de cerca de 400 toneladas de petróleo no oceano, o que configura

o pior desastre ambiental da história da Nova Zelândia [6]. Em 2012, o navio cruzeiro Costa Concordia colidiu com uma rocha na costa da Itália causando um dano estrutural significativo em seu costado. Este dano ocasionou o naufrágio do navio e a trágica morte de 32 pessoas [7].



Figura 1.3: MV Rena totalmente dividido em duas partes após acidente de colisão com recifes [6]

Maior atenção é dada às colisões entre navios, mas os acidentes com colisões em plataformas de exploração e produção de petróleo também apresentam enorme potencial para perdas de vidas, danos ao meio-ambiente e grandes prejuízos financeiros. Primeiro, as plataformas normalmente são tripuladas por um grande número de trabalhadores. Outro ponto está relacionado ao risco adicional de explosões devido à produção de gases altamente inflamáveis e explosivos. Além disso, o alto potencial de perda financeira também está atrelado ao lucro cessante devido à parada de produção ou exploração de um campo.

As plataformas são projetadas para suportar colisões de embarcações de apoio durante suas operações de carregamento e descarregamento de suprimentos. Este é o cenário mais comum para colisões em plataformas, mas outros cenários, pouco avaliados, necessitam de estudos adicionais. A Figura 1.4 mostra a colisão de uma embarcação de apoio em uma plataforma [8]. Embarcações de pesca, rebocadores, navios mercantes, navios petroleiros em operações de alívio, unidades de apoio à manutenção (floteis) e outras tipos de embarcações, podem representar diversos cenários para as colisões contra plataformas.



Figura 1.4: Colisão de embarcação de apoio em plataforma [8]

Um acidente catastrófico ocorreu em julho de 2005, quando uma embarcação de apoio, que estava trabalhando em uma campanha de suporte ao mergulho, colidiu com os risers de exportação de gás da plataforma Mumbai High North, no Oceano Índico. O impacto gerou uma explosão e a destruição total da plataforma, com a morte de 22 pessoas. A Figura 1.5 mostra a plataforma em chamas. Este acidente evidencia o potencial catastrófico de um acidente de colisão entre uma embarcação de apoio e uma plataforma de produção de petróleo.



Figura 1.5: Plataforma Mumbai High North após a colisão de embarcação de apoio [9]

Em 2010, no mar do pacífico, uma das unidades de produção de óleo e gás operada pela Kodeco Energia sofreu uma colisão de um navio porta contêiner. A colisão, de grande energia, causou graves danos na unidade e uma inclinação permanente de cerca de 40 graus. A plataforma parou a sua produção de 15 mil m³ de gás e 1600 barris de óleo, mas não houve danos ambientais ou feridos [10]. A Figura 1.6 mostra a plataforma após a colisão. Observa-se o grande potencial catastrófico deste acidente.



Figura 1.6: Danos estruturais e inclinação em plataforma após a colisão de um navio porta-contentores [10]

1.2 – Motivação

A contextualização do problema mostrou grandes motivos para a escolha deste tema de pesquisa. Adicionalmente, no Brasil, o aumento de produção de óleo e gás tem sido realizado com a entrada em operação de novas unidades do tipo FPSO. Este fato indica que maior atenção deve ser dada a possibilidade de colisões entre embarcações e plataformas na costa brasileira. A maximização do índice de disponibilidade operacional de uma plataforma é um objetivo permanente, que pode ser ameaçado em decorrência de acidentes que possam ocasionar o comprometimento da integridade estrutural destas plataformas, implicando em enormes prejuízos. O risco de ocorrência de colisões com consequências extremas, assim como o acidente em Mumbai High North, mostra o potencial catastrófico desse tipo de acidente e levanta questões atuais quanto ao aumento do porte das embarcações de apoio e a utilização de unidades de manutenção e segurança (UMS).

As embarcações de apoio operam constantemente com as plataformas. Com porte cada vez maior, aumentam as chances de ocorrência de acidentes com energias acima do limite de resistência das unidades. Outro problema muito recorrente na costa brasileira está relacionado às embarcações de pesca. Apesar da existência da exigência de uma regulamentação que rege uma distância de segurança de 500 metros entre o pesqueiro e a

plataforma, estas embarcações estão sempre muito próximas das plataformas. A mesma tendência de aumento de porte também é verificada para as embarcações de pesca.

Um cenário relativamente recente e preocupante representa grande potencial catastrófico em um possível acidente de colisão. Na costa brasileira, tem sido observado nos últimos anos, uma grande quantidade de unidades de manutenção e segurança (UMS). Mais conhecidas como floteis, estas unidades vêm sendo utilizadas em obras que demandem um grande número de trabalhadores a bordo, como em processos de recuperação da integridade de unidades antigas ou em grandes obras de modificação das unidades. A Figura 1.7 mostra a operação de uma unidade de manutenção e segurança (UMS) com uma unidade de produção. Devido às dimensões da UMS, é perceptível o potencial dos riscos associados à possibilidade de ocorrência de um acidente com colisão.



Figura 1.7: Unidade de manutenção e segurança (UMS) em operação [11]

A pequena distância entre as unidades, que está na faixa de 30 a 40 metros (comprimento médio da gangway), e a possibilidade de falha do posicionamento dinâmico da UMS, fornece um cenário de grande risco de um acidente de colisão entre a UMS e a unidade de produção. Poucos estudos e avaliações estão disponíveis na literatura para este perigoso cenário. Enquanto as novas embarcações de apoio apresentam um deslocamento de 10 mil toneladas, existem UMSs com o deslocamento de 55 mil toneladas.

Com a crescente demanda por segurança no mar e proteção ao meio ambiente, existe um grande interesse em se prever as consequências das colisões e minimizar os

danos aos navios, plataformas e ao meio ambiente. A severidade e o potencial de prejuízos com os acidentes envolvendo colisões offshore em termos financeiros e ao meio ambiente mostram a grande importância deste tema de pesquisa. Por consequência, os operadores precisam avaliar estes novos cenários e conhecer os possíveis efeitos dos danos. O maior conhecimento no assunto deve ser alcançado para auxiliar o desenvolvimento de ações de modo que a segurança e a continuidade do negócio sejam mantidas e decisões assertivas sejam tomadas em casos de acidentes.

1.3 – Objetivo da Tese

Com o contexto de acidentes envolvendo colisões em navios e plataformas e o cenário de crescimento de produção de petróleo na costa brasileira, a tese tem como objetivo principal a investigação do colapso progressivo de navios e plataformas oceânicas danificadas em acidentes de colisão, desenvolvendo o entendimento da influência dos danos na resistência última dos mesmos.

A análise de colisão e posterior verificação de resistência residual é um processo complexo, altamente não linear e, principalmente, envolve grandes deformações plásticas. Para avaliar a gravidade do dano, há a necessidade de desenvolver modelos numéricos robustos e confiáveis. Consequentemente, a tese tem como meta o desenvolvimento de modelos numéricos que forneçam resultados consistentes. Espera-se que este resultado seja alcançado com estudos de parâmetro de influência nas análises, comparações com resultados numéricos e experimentais de outros autores e com os testes experimentais desenvolvidos nesta tese.

A tese considera danos que abrangem desde pequenas mostras, até danos extensos em uma grande área do casco de um navio ou plataforma do tipo FPSO com o objetivo obter resultados que aumentem o entendimento dos mecanismos de falha estrutural e que apresentem relevância para servir de base para a tomada de decisões para os futuros acidentes envolvendo impactos. A Figura 1.8 exemplifica os níveis de dano que serão analisados na tese.

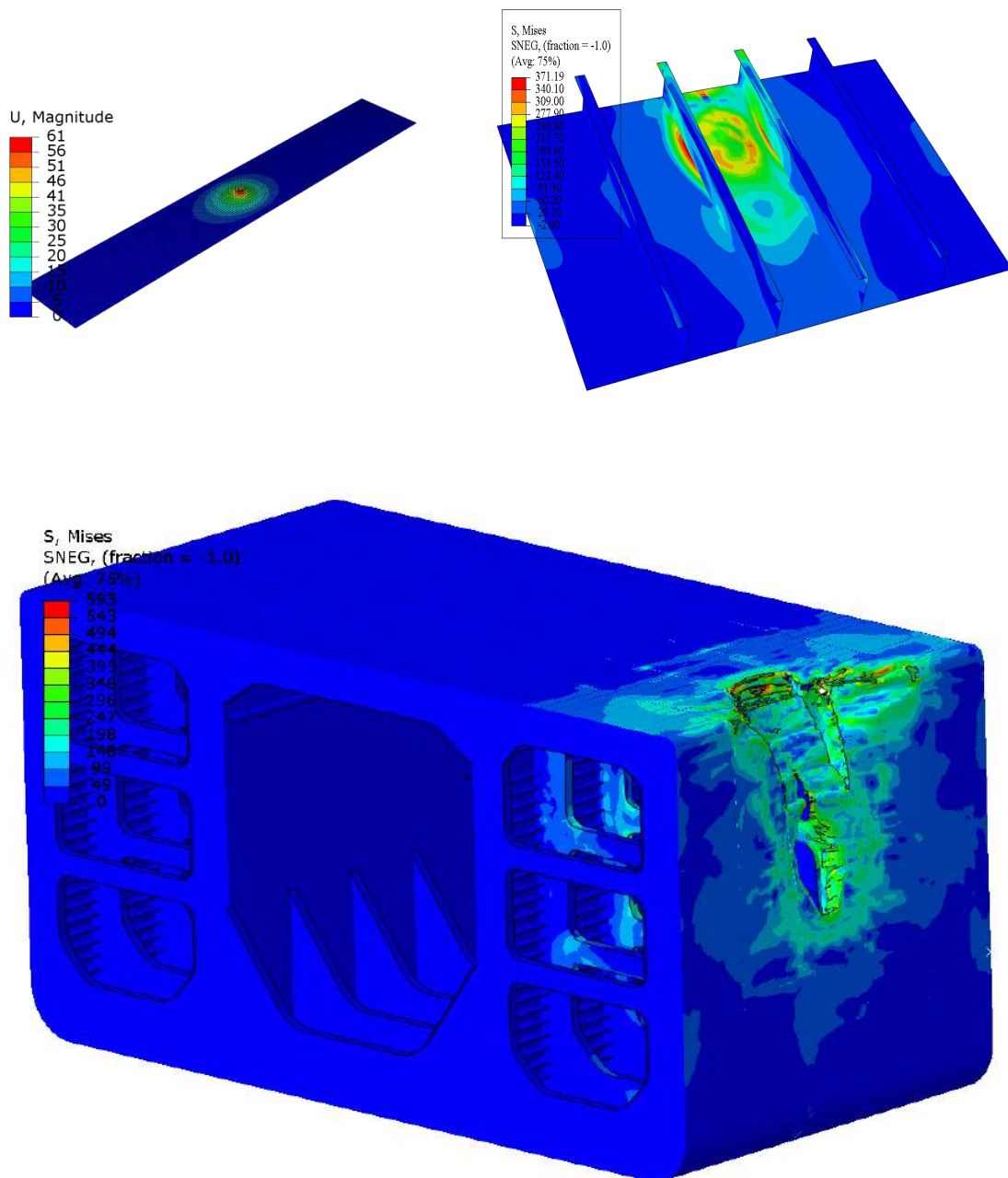


Figura 1.8: Tipos de dano avaliados na Tese

Para atingir o objetivo principal da tese, foram propostas algumas metas que foram desenvolvidas no decorrer do trabalho:

- Realizar um levantamento do histórico recente de colisões entre embarcações de apoio e plataformas na costa brasileira. Não existe publicações disponíveis com esses dados e, dessa forma, um dos capítulos da tese foi totalmente dedicado à essa contribuição.

- Investigar a influência de mochas na resistência última de placas. Entender a influência das imperfeições de fabricação e analisar a possibilidade de desenvolvimento de uma equação de estimativa de perda de resistência em função da mocha.
- Investigar a influência de danos locais em painéis enrijecidos observando a influência de danos em diferentes locais do painel.
- Desenvolver modelos numéricos robustos para reproduzir testes experimentais de vigas-caixão sob flexão.
- Avaliar a resistência última longitudinal de navios intactos e com danos.
- Investigar a influência dos danos de colisão na resistência última residual de navios e FPSOs

1.4 – Organização da Tese

Nesta seção, é feita uma breve descrição dos capítulos. A tese evolui conforme os níveis de danos apresentados na Figura 1.8, começando com danos menores em placas, passando por danos em painéis enrijecidos e avaliando finalmente a resistência última longitudinal de navios e plataformas do tipo FPSO intactos, e em seguida com danos extensos.

O primeiro capítulo contextualiza o problema e mostra a importância do tema de resistência última de estruturas oceânicas intactas e danificadas por colisões. São descritos importantes acidentes e alguns números estatísticos mais recentes de colisões envolvendo navios. São descritos alguns novos cenários para possíveis acidentes de colisão envolvendo embarcações e plataformas offshore na costa brasileira. Se descreve o a motivação e objetivo da tese e um breve resumo de cada capítulo.

O segundo capítulo descreve as cargas atuantes no navio e as suas relações com a resistência última longitudinal da viga-navio. Faz-se uma revisão bibliográfica dos métodos analíticos de estimativa da resistência última de placas e painéis enrijecidos. As

imperfeições de fabricação, na forma das tensões residuais e imperfeições geométricas, são descritas assim como os métodos para estimá-las e utilizá-las em modelos numéricos de elementos finitos. São levantadas as metodologias de estimativa de resistência última longitudinal de navios. O capítulo apresenta uma breve classificação da magnitude dos danos de colisão e faz uma revisão bibliográfica das publicações que tratam do assunto da resistência residual de placas, painéis e navios, após acidentes envolvendo colisões.

No terceiro capítulo foi realizado um estudo de levantamento do histórico de colisões entre embarcações e plataformas. Para o Mar do Norte foram observados relatórios, dados estatísticos e até detalhes dos acidentes mais importantes, enquanto para a costa brasileira existem poucas referências que tratem do assunto. Dessa forma, o capítulo cita dados das poucas publicações existentes sobre colisões na costa brasileira e mostra os resultados de uma pesquisa de coleta de dados de colisões entre embarcações de apoio e plataformas no Brasil no período de 2005 a 2015.

Para se conhecer o efeito de um dano por moessa na capacidade de resistência última de uma estrutura oceânica, primeiramente, é necessário entender a redução de resistência de elementos estruturais fundamentais da estrutura do casco de um navio, como placas e painéis enrijecidos. No quarto capítulo, foi realizado um estudo de resistência última de placas considerando moessas, tensões residuais e imperfeições geométricas iniciais. O objetivo é avaliar a perda de resistência, devido à presença da moessa e, além disso, verificar o efeito da presença das imperfeições de fabricação em conjunto com a moessa. As referências apresentadas na revisão das publicações que envolvem este assunto, não avaliaram a influência da presença simultânea desses três parâmetros na resistência última de placas. O capítulo apresenta uma formulação para uma estimativa da perda de resistência compressiva de placas com moessas.

O quinto capítulo apresenta os resultados de um estudo de correlação numérico e experimental de resistência última remanescente de painéis enrijecidos em escala reduzida intactos e com danos de moessa. Depois dos bons resultados obtidos, são realizadas simulações numéricas em escala real de painéis enrijecidos com danos localizados devido às colisões. Avalia-se a influência da localização do dano no painel e da profundidade do dano na resistência residual de painéis enrijecidos. Os danos são simulados através de um impacto não linear através do método explícito em elementos finitos. Placas de convés de um navio graneleiro e do costado de um FPSO são analisadas.

O avanço acadêmico deste capítulo está baseado na avaliação do efeito do dano submetido à região de interseção entre placa e enrijecedor. O autor publicou os primeiros estudos que abordaram este dano e nesta tese foram obtidos resultados mais robustos.

Com o objetivo de investigar a resistência última e o colapso progressivo de uma estrutura simular ao casco de um navio, o sexto capítulo apresenta os resultados de um estudo experimental de flexão por quatro pontos de uma viga-caixão. Foram descritos todos os passos para realizar o experimento, desde a construção do modelo, a medição das imperfeições geométricas, ensaio de flexão e o desenvolvimento do estudo numérico com o objetivo de reproduzir a análise experimental. Os resultados experimentais e numéricos são comparados e analisados. O capítulo também mostra os resultados de simulações numéricas que foram desenvolvidas para reproduzir testes experimentais realizados por outro autor.

O sétimo capítulo descreve todos os passos necessários para a avaliação da resistência última longitudinal de navios através do método dos elementos finitos. O objetivo principal está voltado para o maior entendimento dos parâmetros que influenciam os resultados da análise. O momento vertical último é definido como a máxima capacidade de flexão da viga-navio. Após este carregamento, a embarcação falha catastróficamente. O colapso total de um navio é precedido por uma série de falhas locais, como a flambagem e escoamento do material, que constitui o colapso progressivo dos elementos estruturais. Os resultados obtidos nas análises, de um navio de casco simples e um navio com casco duplo, são usados para comparar o comportamento das diferentes estruturas e analisar a sequência de falha estrutural de cada caso.

O oitavo capítulo investiga a resistência última de navios e FPSOs danificados por colisões de grande energia. São considerados danos idealizados e impostos através de simulações dinâmicas de colisões entre as estruturas. É realizado um estudo paramétrico com danos idealizados no casco de um navio petroleiro e dois cenários de colisão de grande energia em FPSOs foram definidos para serem avaliados neste capítulo. O primeiro mostra o potencial catastrófico de um cenário recente e pouco estudado de operação de uma plataforma de manutenção e segurança conectada à uma plataforma de produção e o segundo simula a colisão de uma embarcação de apoio em alta velocidade no costado de um FPSO.

Capítulo 2

Métodos de avaliação da resistência última de navios intactos e com danos

Este capítulo descreve as cargas atuantes no navio e as suas relações com a resistência última longitudinal da viga-navio e revisa as metodologias de avaliação da resistência última de placas e painéis enrijecidos. Realiza-se uma abordagem da consideração das imperfeições de fabricação em modelos numéricos. Na sequência, são levantadas as metodologias de estimativa de resistência última longitudinal de navios. Na última seção, o capítulo apresenta uma breve classificação da magnitude dos danos são levantados os trabalhos desenvolvidos para avaliar a resistência residual de estruturas danificadas.

2.1 – Introdução

Navios e plataformas flutuantes são predominantemente constituídos de combinações de placas e enrijecedores. Reforços longitudinais são soldados nas placas de aço para formar o painel enrijecido. Em seguida, estes painéis são reforçados com vigas transversais mais robustas. A Figura 2.1 mostra um painel enrijecido entre dois reforços longitudinais gigantes.

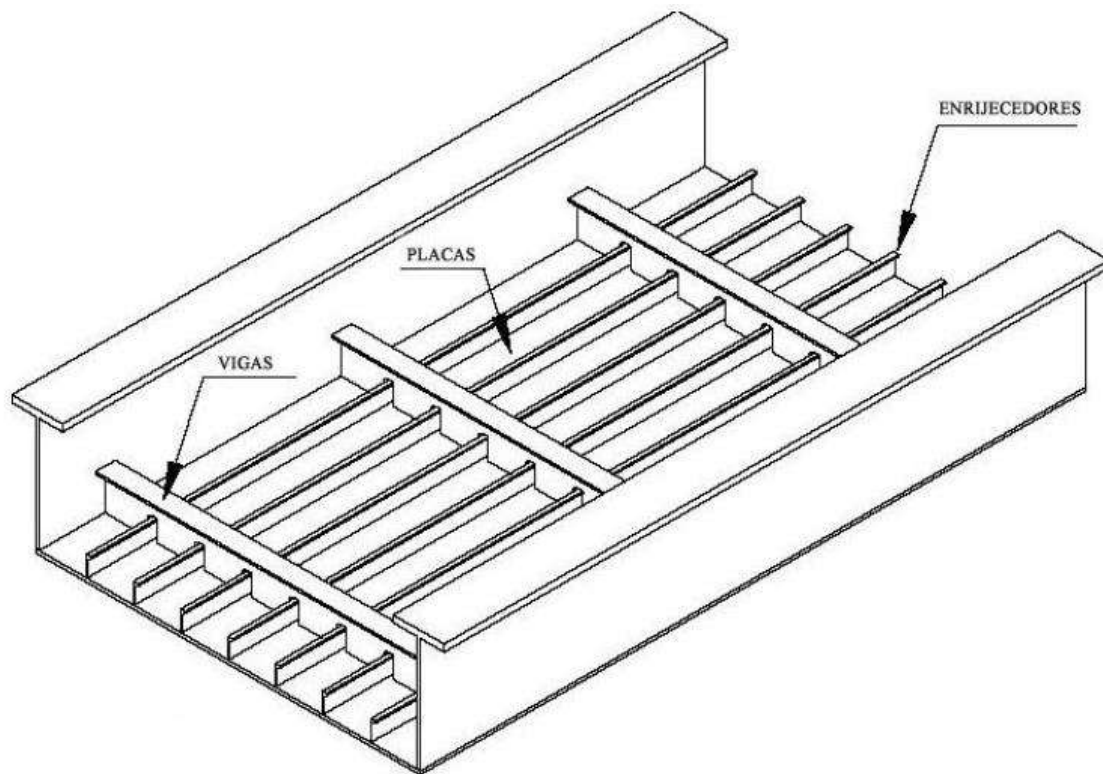


Figura 2.1: Painel enrijecido

A Figura 2.2 mostra uma típica estrutura de um navio. Observa-se que toda a estrutura é formada, basicamente, por painéis enrijecidos. A principal função é suportar os diversos carregamentos que atuam durante a vida útil do navio, garantindo que os esforços e deformações não ultrapassem os limites pré-estabelecidos em projeto.

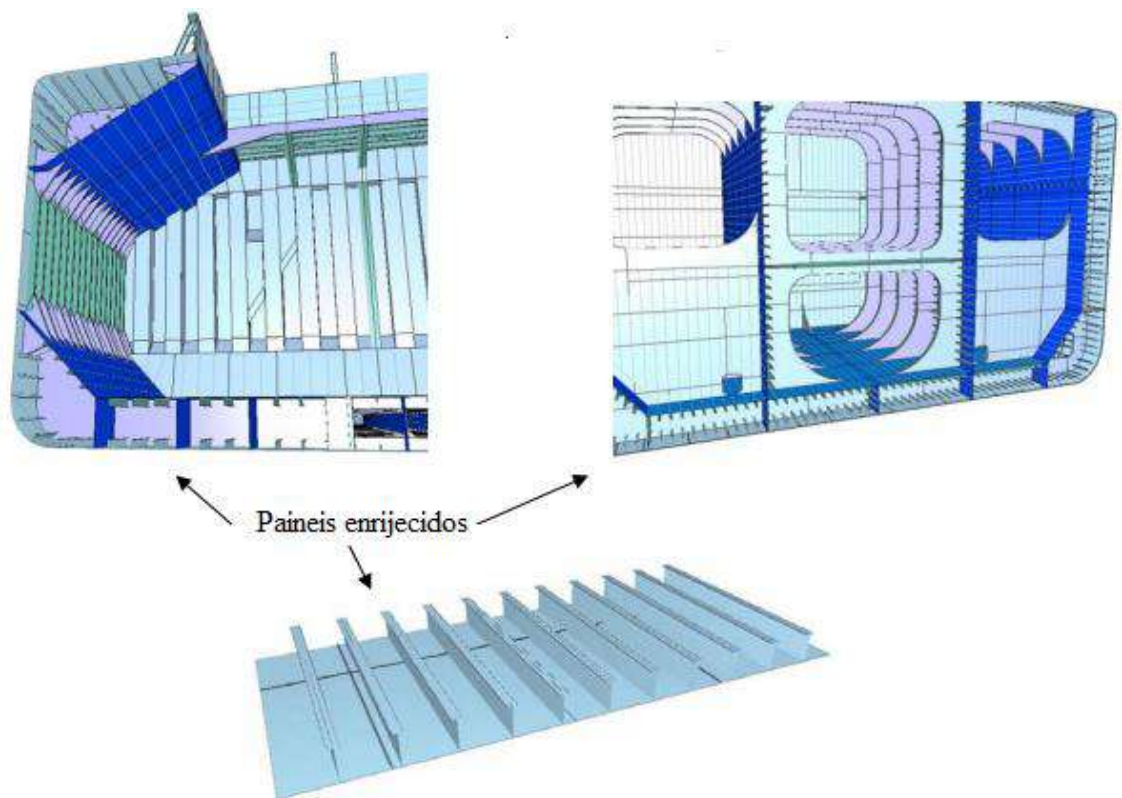


Figura 2.2: Estrutura do navio formada por painéis enrijecidos [12]

Compreender os carregamentos atuantes na estrutura do navio é o primeiro passo para desenvolver um adequado entendimento da sua resistência última quando intacta e avariada. Quando um navio está navegando sob águas tranquilas, está submetido às forças verticais de empuxo iguais a soma do peso do navio. Mesmo sabendo que a resultante de peso e do empuxo sejam iguais, isto não implica que tenham a mesma distribuição ao longo do comprimento da embarcação, pois o peso depende da distribuição de massa na embarcação e o empuxo da forma das seções submersas. Esta desigualdade na distribuição do empuxo e pesos a bordo resulta em esforços cortantes e momentos fletores atuando na estrutura do casco. A Figura 2.3 exemplifica o esforço cortante para um navio em águas tranquilas. A linha contínua representa o peso do navio, a linha tracejada maior representa o empuxo e a linha tracejada menor mostra o esforço cortante atuante.

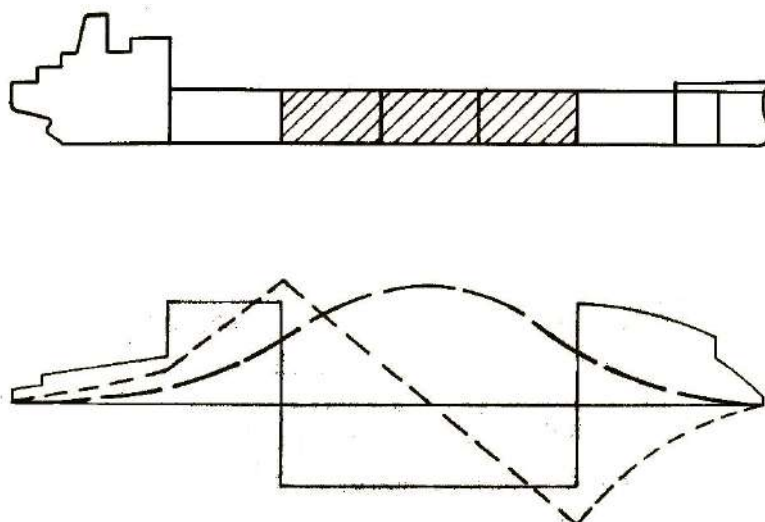


Figura 2.3: Representação de carregamentos para um navio em águas tranquilas [13]

A mesma consideração para o navio em águas tranquilas é válida para o navio quando submetido à ação de ondas. Neste caso, a distribuição de pesos permanece inalterada, porém, o volume da embarcação que se encontra submerso está em constante mudança. E, conseqüentemente, a distribuição do empuxo ao longo do navio se altera. A modificação da distribuição de empuxo ao longo do navio resulta em uma constante modificação nas forças cortantes e momentos fletores que agem na sua estrutura.

A estrutura do navio quando submetida às forças oriundas de seu próprio peso, do empuxo e da dinâmica do mar, flete como uma viga. Os carregamentos críticos ocorrem para ondas com comprimento próximo ao comprimento do navio. No instante em que uma crista de uma onda está na popa e a outra crista está na proa, conseqüentemente o cavado vai estar à meia nau. Nesta configuração ocorre uma redução de empuxo a meia nau e uma elevação na popa e na proa. O momento resultante é denominado tosamento, quando os elementos estruturais longitudinais do convés (acima da linha neutra) são comprimidos e os do fundo (abaixo da linha neutra) tracionados. A mesma onda, no instante em que a crista está à meia nau e o cavado na popa e proa, provoca o efeito inverso: elevação de empuxo a meia nau e uma redução na popa e na proa. O momento resultante é denominado alquebramento, quando os elementos estruturais longitudinais do convés estão tracionados e os do fundo estão comprimidos. A Figura 2.4 esquematiza os comportamentos de tosamento (sagging) e alquebramento (hogging).

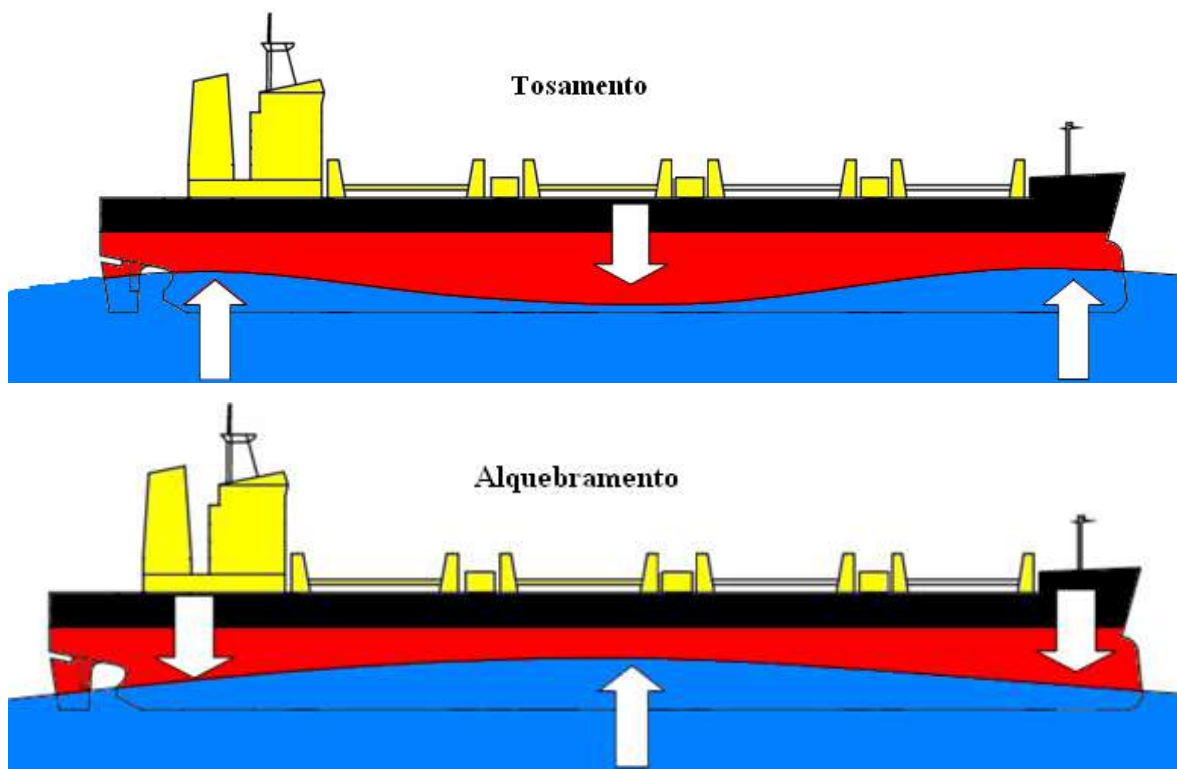


Figura 2.4: Navio em tosamento e alquebramento

O navio ao fletir, por alquebramento ou tosamento, deve ter elementos estruturais com dimensões adequadas, distribuídos ao longo de seu comprimento, a fim de garantir a resistência e a estabilidade estrutural do casco. Os principais elementos estruturais responsáveis por resistir estes carregamentos, são os painéis enrijecidos, que compõem o convés, o fundo, teto do duplo fundo, costado e as anteparas.

Devido à complexidade da estrutura e do estado de deformação resultante dos esforços, admite-se, para efeito de estudo, que o estado de tensão pode ser reproduzido pela superposição das parcelas de tensões primárias, secundárias e terciárias. Os esforços primários são os provocados pela resposta global do casco como uma viga sujeita à flexão segundo o eixo longitudinal (alquebramento e tosamento). Com base nos esforços primários é estabelecido o nível mínimo de resistência, dita longitudinal, que deve dispor cada seção do navio. As tensões secundárias são as que fletam os painéis entre anteparas e as tensões terciárias, produzidas pelo carregamento local das placas entre reforços. A Figura 2.5 mostra um painel enrijecido do fundo do casco do navio, como um componente estrutural básico constituído por chapas e reforços longitudinais, limitados transversalmente pelas cavernas, com um carregamento axial compressivo que age sob o painel devido à condição de alquebramento que atua na viga-navio.

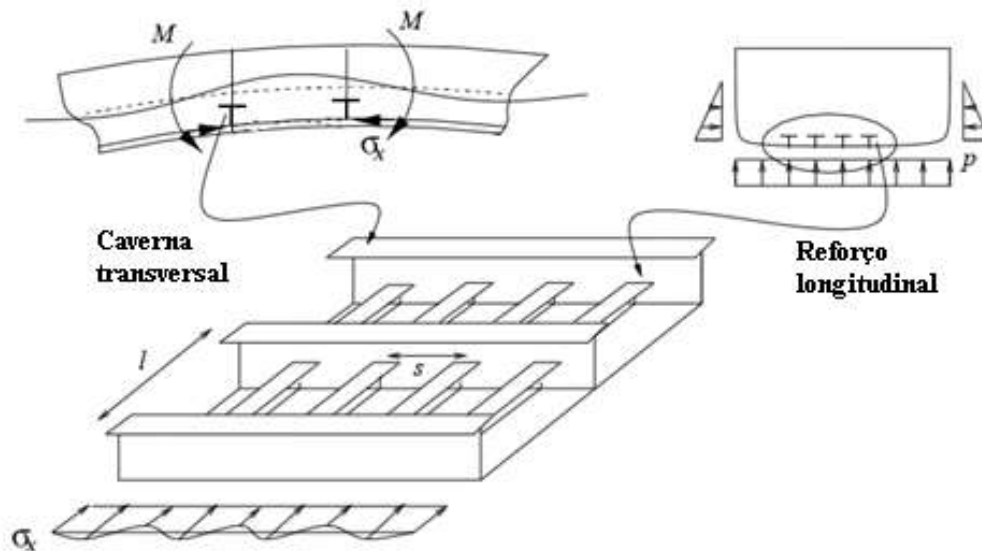


Figura 2.5: Painel enrijecido do fundo recebendo carregamento compressivo devido à condição de alquebramento

Evidentemente, as dimensões dos membros dos painéis devem ser suficientes para resistir à superposição destas três tensões, além de incluir as tolerâncias de fabricação e margens de corrosão. Uma falha local de algum elemento estrutural pode levar ao comprometimento de outros membros adjacentes e, em última instância, ao colapso da viga-navio. Este fenômeno caracteriza-se por um colapso progressivo da estrutura. Portanto, para um dimensionamento estrutural eficiente, é importante conhecer o comportamento de todos os elementos estruturais do navio devido aos diversos carregamentos que serão impostos durante a sua vida operacional. Além disso, outra tendência importante para o desenvolvimento do projeto estrutural de navios e plataformas oceânicas e que está no foco desta tese, está relacionada às condições de acidente. Acidentes mecânicos como encalhes, colisões e queda de objetos descritos no primeiro capítulo da tese também devem ser considerados e avaliados durante a fase inicial de projeto estrutural. O reconhecimento desta necessidade leva ao estudo da resistência ao colapso de navios parcialmente danificados, com o objetivo da verificação da capacidade de resistência residual, ou se esses danos conduzem progressivamente à falha total. Estudando estas situações na fase de projeto estrutural, é possível adequar o arranjo estrutural para melhor resistir a uma possível situação de acidente.

Os critérios considerados por sociedades classificadoras para o projeto estrutural de navios, têm sido baseados na tensão de escoamento na estrutura do casco junto com

formulações que checam a flambagem de componentes estruturais (não para estrutura como um todo). Este método tem se mostrado efetivo para embarcações intactas em condições normais de mar e carregamento. Entretanto, a sua aplicação para avaliar a sobrevivência de embarcações em situações de corrosão, fadiga, colisões, encalhes, ou sobrecargas, é menos exata. Nestes casos, considera-se, com maior precisão, a interação entre os efeitos de escoamento, flambagem, e, algumas vezes, a ruptura de componentes locais e os efeitos relacionados ao comportamento global do sistema estrutural. O tradicional critério de projeto que avalia tensões elásticas lineares não define a resistência última da embarcação, que é a condição limite na qual o casco do navio irá falhar para realizar a sua função.

Há alguns anos, as Sociedades Classificadoras têm permitido o dimensionamento de componentes estruturais com base em análises de resistência última, através do método dos elementos finitos. O *Goal Based Ship Construction Standard (GBS)* para navios petroleiros e graneleiros foi adotado pela IMO [14, 15]. O *GBS* consiste de cinco níveis de procedimentos. A Resistência residual está incluída no nível 2 como um dos requerimentos funcionais conforme abaixo:

“II.5 Residual strength Ships shall be designed to have sufficient strength to withstand the wave and internal loads in specified damaged conditions such as collision, grounding or flooding. Residual strength calculations shall take into account the ultimate reserve capacity of the hull girder, including permanent deformation and post-buckling behavior. Actual foreseeable scenarios shall be investigated in this regard as far as is reasonably practicable.”

A *Common Structural Rules (CSR-H)*, da *International Association of Classification Societies (IACS)* [16], requer a avaliação da resistência última do navio, assim como, de placas e painéis enrijecidos. Consequentemente, a resistência residual em casos de danos se torna mandatória para novas construções de navios petroleiros e graneleiros.

A tese está baseada no método dos elementos finitos, mas é importante ter o conhecimento e o entendimento de outros métodos existentes para a avaliação da resistência última e residual de navios, painéis enrijecidos e placas intactas e com danos.

Dessa forma, as próximas seções deste capítulo apresentam uma revisão da literatura existente.

2.2 – Avaliação da resistência última de placas em compressão

As chapas de aço são elementos fundamentais para a estrutura do navio. Na introdução deste capítulo, foi observado que a resistência longitudinal da viga navio está relacionada à resistência da estrutura local do navio. A falha de uma placa pode levar ao colapso progressivo de estruturas adjacentes, ocasionando um grande problema estrutural.

A investigação da flambagem de placas teve origem na observação do comportamento de placas planas de navios. Bryan [17], em 1891, apresentou a primeira solução de uma placa apoiada em carregamento de compressão longitudinal uniforme. A Figura 2.6 mostra uma placa em carregamento de compressão uniforme.



Figura 2.6: Placa em carregamento compressivo

A equação descrita por Bryan [17] define a tensão crítica de flambagem elástica, σ_{cr} , através das equações (2.1) e (2.2).

$$\sigma_{cr} = k_c \frac{\pi^2 D}{b^2 t} \quad (2.1)$$

$$D = \frac{Et^3}{12(1-\nu^2)} \quad (2.2)$$

Onde: ν é o coeficiente de Poisson, E é o módulo de elasticidade, t é a espessura e b é a largura da placa.

Um parâmetro importante na análise e avaliação de placas em compressão é o coeficiente de esbeltez. A equação 2.3 mostra que o coeficiente de esbeltez apresenta um resultado diretamente baseado na relação entre a largura da placa (b) e a espessura da placa (t).

$$\beta = \frac{b}{t} \sqrt{\left(\frac{\sigma_o}{E}\right)} \quad (2.3)$$

Onde: σ_o é a tensão de escoamento

A equação de Bryan pode ser reescrita em função do coeficiente da esbeltez:

$$\frac{\sigma_{cr}}{\sigma_o} = \frac{3.62}{\beta^2} \quad (2.4)$$

Sabe-se que a tensão crítica de flambagem não pode ser usada para estimar a resistência última de placas. O mecanismo de colapso de placas é bastante complexo e normalmente não ocorre quando se atinge o valor teórico de tensão crítica de flambagem elástica. O colapso de placas robustas (com maiores espessuras), ocorre antes da tensão crítica de flambagem devido ao escoamento do material. Mas, placas esbeltas apresentam uma resistência adicional, e consequentemente, apresentam o colapso para um carregamento acima do carregamento crítico de flambagem elástica.

Para placas esbeltas com o coeficiente de esbeltez $\beta > 2.5$, a flambagem elástica está bem abaixo da tensão de escoamento do material. Dessa forma, o colapso não ocorre quando a carga crítica de flambagem elástica é alcançada. A placa apresenta uma resistência adicional pós-flambagem. Isso acontece devido ao comportamento imposto pelas condições de contorno nas bordas que não estão carregadas. Essa condição evita que uma parte da placa próxima à borda sofra deflexão. Assim, a região central da placa sofre deflexão, mas as regiões mais externas, fornecem uma resistência adicional na região de pós-flambagem. Com o acréscimo de carregamento, as regiões perto da borda sem carregamento alcançam a tensão de escoamento do material e ocorre o colapso da placa.

Para placas com o coeficiente de esbeltez intermediário ($1 < \beta < 2.4$), a tensão crítica de flambagem elástica está em uma faixa de valores similar à tensão de escoamento

do material. Neste caso, as imperfeições de fabricação assumem significativa influência na resistência última de placas. A resistência depende da forma de distribuição e da magnitude das imperfeições de fabricação, revisadas na seção 2.3.

2.2.1 Resistência última e comportamento pós-flambagem de placas

Posteriormente a Bryan, era necessário levar em consideração a existência de grandes deformações e do comportamento pós-flambagem resultantes do carregamento compressivo das placas.

Von Karman deduziu as equações para placas com grandes deformações, as quais foram alteradas por Marguerre de forma a considerarem as imperfeições iniciais [13]. Em 1930, Schuman and Back [18] realizaram uma série de testes de compressão de placas, incluindo vários materiais e uma grande variação de valores de largura da placa (b). Os testes foram realizados com a condição de contorno de apoio em todos os bordos das placas e os resultados indicaram que, para placas suficientes largas para flambar localmente antes da falha total, o carregamento último não crescia proporcionalmente com a largura. Eles observaram que a partir de certa largura de placa, a carga última não se alterava com a variação de largura.

A partir dos estudos de Schuman and Back [18], foram realizadas várias investigações teóricas para examinar este fenômeno, e em 1932 a primeira expressão de largura efetiva foi desenvolvida por Von Karman e outros [19]. A equação de largura efetiva de Von Karman considera os efeitos da esbeltez da placa e os diferentes mecanismos de colapso para placas robustas e esbeltas. Dessa forma, para placas esbeltas, usa-se uma largura efetiva b_e que é menor que a largura original b . A expressão de b_e é mostrada a seguir:

$$b_e = \pi t \sqrt{\frac{E}{3(1 - \nu^2)\sigma_o}} \quad \text{quando } b_e < b \quad (2.5)$$

$$b_e = b \quad \text{quando } b_e \geq b$$

Com os conceitos de largura efetiva, Von Karman propôs uma das primeiras equações de estimativa de resistência última de placas:

$$\frac{\sigma_u}{\sigma_y} = \frac{1.9}{\beta} \quad (2.6)$$

A equação mostrou-se conservadora e razoavelmente precisa para placas finas que apresentam tensão última muito menor que a tensão de escoamento. Para placas com tensão última na mesma ordem de grandeza da tensão de escoamento, observa-se um aumento da dispersão. Em outras palavras, o conceito de largura efetiva não considera as tensões residuais e as imperfeições geométricas de fabricação. Estudos numéricos e experimentais mostraram que este conceito não é conservador para placas com coeficiente de esbeltez intermediário. Consequentemente, grande quantidade de trabalhos de pesquisa foram desenvolvidos para propor métodos empíricos que apresentassem resultados mais precisos em relação à resistência última de placas.

Em 1940, Frankland [20] desenvolveu uma equação bastante simples para estimar a resistência última de placas com condição de contorno de apoio. Ele introduziu o termo quadrático de coeficiente de esbeltez na equação que foi adotada como equação de resistência última de placas pelas forças armadas americanas. Segundo Guedes Soares e Gordo [21], a equação de Frankland foi adotada pela sociedade classificadora ABS.

$$\frac{\sigma_u}{\sigma_o} = 1.0 \quad \text{para } \beta < 1 \quad (2.7)$$

$$\frac{\sigma_u}{\sigma_o} = \frac{2.25}{\beta} - \frac{1.25}{\beta^2} \quad \text{para } \beta \geq 1$$

Um importante trabalho no estudo da resistência última de placas, deve-se ao estudo de levantamento do estado da arte e análise de resultados experimentais realizados por Faulkner [22] em 1975. Neste trabalho Faulkner apresentou uma equação para estimar a resistência última de placas apoiadas:

$$\frac{\sigma_u}{\sigma_o} = 1.0 \quad \text{para } \beta < 1 \quad (2.8)$$

$$\frac{\sigma_u}{\sigma_o} = \frac{2}{\beta} - \frac{1}{\beta^2} \quad \text{para } \beta \geq 1$$

Apesar de apresentar apenas uma pequena diferença em relação à equação de Frankland, esta é a equação mais citada na indústria naval para estimar a resistência de placas simplesmente apoiadas. Esta equação mostrou uma ótima correlação com estudos numéricos e experimentais [23].

Durante o final dos anos setenta e anos oitenta, vários autores dedicaram parte dos seus esforços à análise da influência das imperfeições geométricas e das tensões residuais na resistência última de placas em carregamento de compressão. Simultaneamente, foram desenvolvidos esforços importantes na construção de base de dados sobre as imperfeições geométricas típicas em navios e os níveis de tensões residuais existentes nas estruturas na fase inicial de operação, porque as tensões residuais tendem a desaparecer com a operacionalidade dos navios, consequência do alívio de tensões, devido ao carácter cíclico das tensões a que está sujeito o casco [13].

2.3 – Imperfeições de fabricação

Existem muitos fatores que podem gerar imperfeições de fabricação, mas o principal fator está associado aos processos térmicos de fabricação, sendo o processo de soldagem, o principal. O calor não uniforme recebido pelo material durante o processo de soldagem gera uma expansão térmica diferencial ao redor da solda. A baixa temperatura do material mais distante da solda reprime a sua expansão, produzindo imperfeições geométricas e tensões residuais.

Estes efeitos são negativos para estrutura dos painéis, principalmente, quando submetidas a carregamentos compressivos. As imperfeições de fabricação podem deixar a estrutura mais suscetível à flambagem. Tanto a resistência de um simples elemento estrutural como uma placa, quanto a resistência longitudinal de um navio, têm a sua resistência limite afetada pelas imperfeições de fabricação.

2.3.1 Imperfeições Geométricas de Fabricação

Os desvios geométricos encontrados em estruturas de aço, denominadas distorções ou imperfeições geométricas de fabricação, são deformações dimensionais permanentes que ocorrem na estrutura e representam quantitativamente o afastamento da superfície real, em relação à superfície idealizada durante a etapa de concepção da

estrutura. Este tipo de imperfeição, caracterizado pela forma e amplitude de sua distribuição, é uma das causas de obtenção de cargas de colapso distintas, em componentes laminares nominalmente idênticos. Consequentemente, os códigos de projeto procuram garantir a integridade estrutural de navios e plataformas oceânicas, associando às recomendações de projeto às tolerâncias admissíveis durante a fabricação [24].

A Figura 2.7 mostra imperfeições geométricas em painéis e chapas de aço após processos de soldagem. A Figura 2.8 mostra imperfeições geométricas durante a construção de um bloco de uma coluna de plataforma semissubmersível.



Figura 2.7: Surgimento de imperfeições geométricas após processos de soldagem



Figura 2.8: Imperfeições geométricas em um bloco de plataforma semissubmersível

[24]

As imperfeições geométricas são bem caracterizadas em relação a seu tipo. O processo de soldagem de chapas pode causar encolhimento dimensional transversal e

longitudinal da chapa, rotação angular da chapa em relação ao eixo da solda, flexão longitudinal do painel enrijecido, distorção rotacional e uma distorção de flambagem, conforme mostra a Figura 2.9.

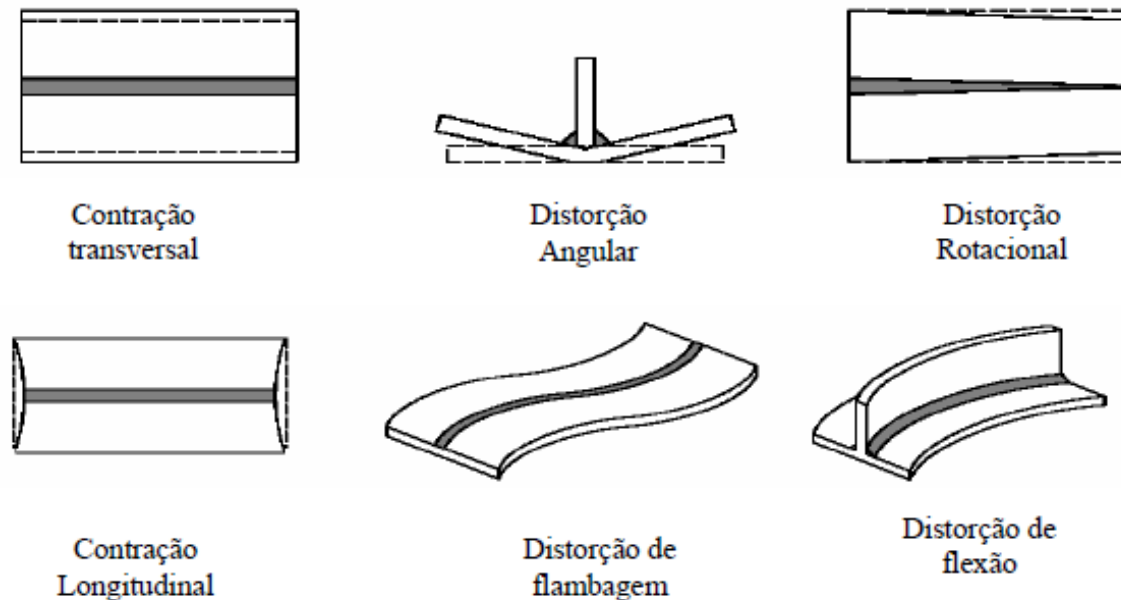


Figura 2.9: Tipos de imperfeições geométricas de fabricação [24]

Um exemplo de solicitação compressiva, pode ser observado na Figura 2.5, na qual ocorre um carregamento axial compressivo no painel de fundo de um navio, devido à flexão em condição de alquebramento.

Estudos numéricos e experimentais mostram que, tanto a forma de distribuição, quanto a amplitude das imperfeições geométricas de fabricação influenciam a flambagem e a resistência última de placas e painéis enrijecidos. Consequentemente, a definição da forma e da amplitude das imperfeições são parâmetros importantes para a simulação numérica da resistência última de estruturas oceânicas.

A influência das imperfeições na integridade estrutural de placas já foi estudada por métodos numéricos e experimentais por diversos autores. Carlsen e Czujko [25] citaram que a ação das imperfeições geométricas pode ser benéfica ou degradante conforme a sua forma e o modo dominante. Entretanto, Mansour e outros [26] salientaram que o aumento de resistência é muito sensível a qualquer deformação local da chapa, e assim, não deve ser incorporado ao projeto.

Pasqualino e outros [27] concluíram que em um painel isolado, diferentes níveis de carga, condições de contorno e magnitude das imperfeições geométricas possuem forte influência na resistência à flambagem. Cui e Mansour [28] mostraram que a resistência última de chapas retangulares não depende somente da amplitude máxima das imperfeições geométricas iniciais, como também do modo da distribuição das imperfeições, ou seja, o número de meias ondas. Imperfeições geométricas que não coincidem com o modo natural de flambagem têm o efeito de aumentar a resistência ao colapso, enquanto aquelas que coincidem, geram os menores valores da tensão compressiva de flambagem. Gordo e Guedes Soares [29] demonstraram que o modo de distribuição das imperfeições geométricas assume uma importância maior que a amplitude máxima.

Teoricamente, se conhecemos a exata forma de distribuição de imperfeições geométricas, um modelo numérico equivalente pode ser construído com a real representação do problema. Entretanto, essas informações dificilmente estão disponíveis, não se conhecendo a real amplitude e forma de distribuição das imperfeições.

2.3.1.1 Forma de distribuição das imperfeições geométricas de fabricação

Alguns estudos foram realizados, incluindo medições reais em estaleiros, para definir a forma mais representativa de distribuição das imperfeições de fabricação. Kmiecik e outros [30] analisaram estatisticamente dados de superfícies de chapas em estaleiros na Polônia, no período entre 1975 e 1984. Cerca de 1000 chapas foram analisadas. A faixa de razão de aspecto (comprimento dividido pela largura da chapa, a/b) investigada está na faixa de 1 a 3,46. As chapas foram divididas em três classes de acordo com o modo natural de flambagem. Czujko and Kmiecik [31] afirmaram que existe uma significativa incerteza quanto à amplitude e forma de distribuição das imperfeições geométricas.

A forma de distribuição bi-senoidal é comumente adotada para chapas de navios, considerando uma meia onda na direção transversal e de uma a seis meias ondas na direção longitudinal. As imperfeições são introduzidas no modelo numérico através das coordenadas nodais da malha pelos componentes da série dupla de Fourier conforme a equação 2.9.

$$w_{pl} = w_{\max} \sin \frac{m\pi x}{a} \sin \frac{n\pi y}{b} \quad (2.9)$$

Onde:

W_{pl} - amplitude da imperfeição geométrica no ponto de controle;

W_{\max} - amplitude da imperfeição geométrica máxima na placa;

x - posição longitudinal do ponto de controle na chapa;

y - posição transversal do ponto de controle na chapa;

m - número inteiro de meias ondas na longitudinal;

n - número inteiro de meias ondas na transversal;

a - comprimento longitudinal da chapa;

b - comprimento transversal da chapa.

Na flambagem elástica de placas apoiadas em compressão uniaxial, forma-se uma distribuição de imperfeição geométrica senoidal aproximadamente quadrada de meias ondas senoidais ao longo do comprimento da placa [33], ou seja, o primeiro modo natural de flambagem elástica de uma placa segue o número de meias ondas igual ou menor (quando a divisão não é exata) ao valor da sua razão de aspecto (a/b). A Figura 2.10 mostra o modo natural de flambagem elástica de uma placa com razão de aspecto igual a três.

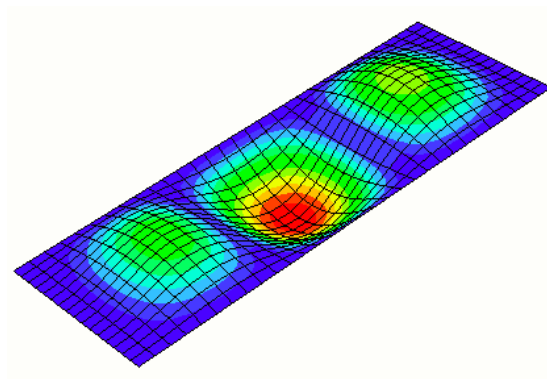


Figura 2.10: Modo natural de flambagem de uma placa de razão de aspecto igual a 3

Dessa forma, muitas publicações seguem a razão entre comprimento e largura da placa, como o número de meias ondas na direção longitudinal da placa. Entretanto, para placas esbeltas, o modo preferencial de falha por flambagem de uma placa pode ser diferente quando a placa começa a flambar e atinge a sua resistência última, trocando o modo linear antes da flambagem por uma forma de onda mais curta na faixa de pós flambagem [33]. Consequentemente, a definição do número de meias ondas mais conservador, não pode ser baseada somente em simulações lineares de flambagem.

Benson [33], em sua tese de doutorado, mostrou um exemplo da resistência última de duas placas com razão de aspecto 3 e com o número de meia ondas na direção longitudinal, variando de 1 a 7. Os resultados exibidos na Tabela 2.1 mostram a redução de resistência com o aumento do número de meia ondas e comprova que o modo natural de flambagem elástica pode não ser a pior condição de distribuição de imperfeições para a resistência última de placas em compressão.

Tabela 2.1: Resistência última de placas com diferentes modos de imperfeição geométrica

Número de meia ondas	1	2	3	4	5	6	7
Placa 1 (1200x400, $\beta = 2$)	0,802	0,751	0,641	0,579	0,563	0,563	0,569
Placa 2 (1200x400, $\beta = 3$)	0,584	0,563	0,490	0,399	0,364	0,349	0,343

Paik e Thayamballi [34] exemplificaram algumas formas de distribuição das imperfeições geométricas (Figura 2.11). Os exemplos mostram como a variação pode ser grande, mesmo para chapas de aço produzidas com processos de fabricação idênticos.

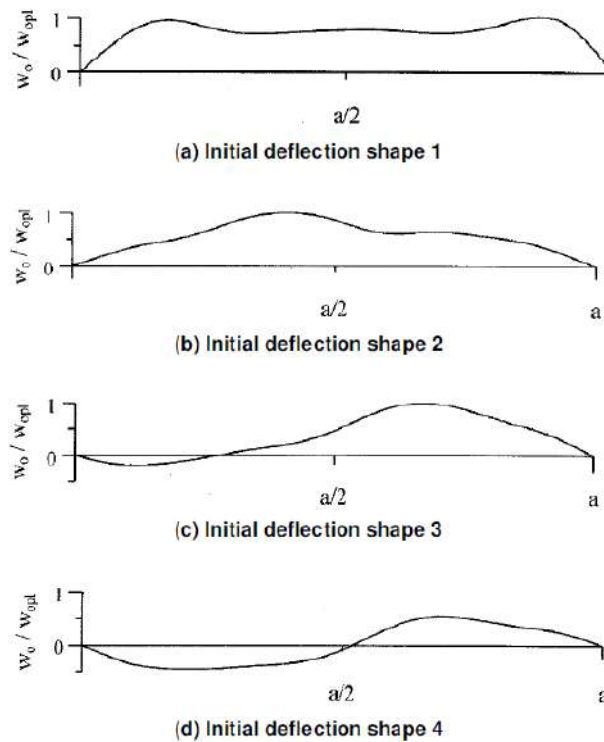


Figura 2.11: Distribuições de imperfeições geométricas [34]

Uma equipe do Laboratório de Tecnologia da COPPE/UFRJ (LTS) medições das imperfeições geométricas em placas de aço de um navio em construção em um estaleiro no Brasil. Esse estudo também demonstrou grande variação na forma de distribuição das imperfeições geométricas. As Figuras 2.12 a 2.14 mostram imperfeições medidas que apresentaram uma distribuição bem diferente da senoidal que normalmente é utilizada em análises numéricas [35].

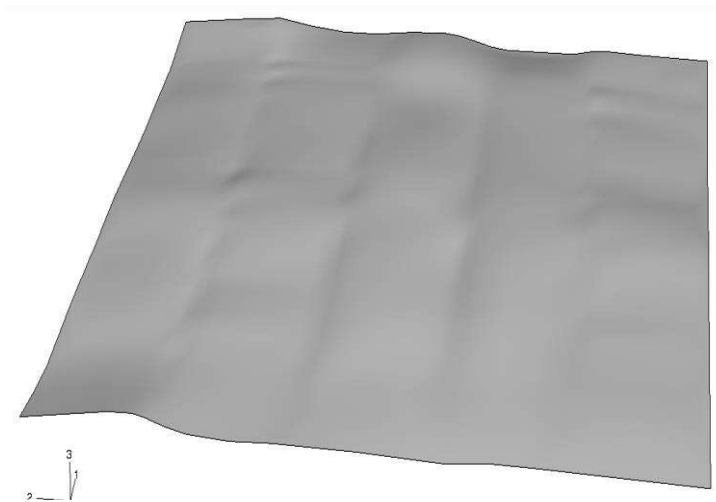


Figura 2.12: Medições de imperfeições geométricas realizadas em um estaleiro no Rio de Janeiro (amplificado em 20 vezes) [35]

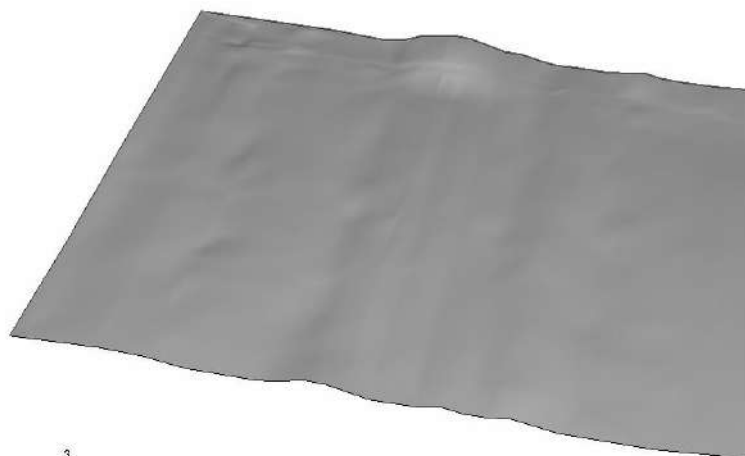


Figura 2.13: Medições de imperfeições geométricas realizadas em um estaleiro no Rio de Janeiro (amplificado em 20 vezes) [35]

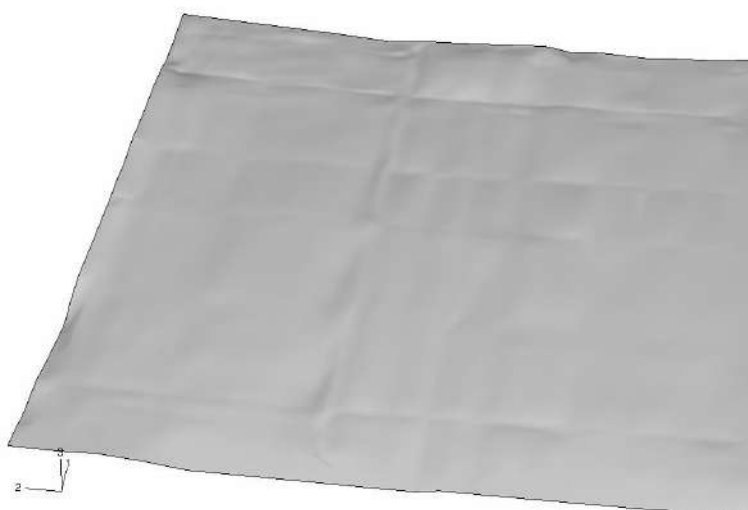


Figura 2.14: Medições de imperfeições geométricas realizadas em um estaleiro no Rio de Janeiro (amplificado em 20 vezes) [35]

Amante e Estefen [35] utilizaram as imperfeições medidas no estaleiro, em análises de resistência última de painéis em carregamento compressivo. Neste trabalho, as imperfeições foram inseridas em modelos numéricos para investigar a influência das imperfeições reais na resistência última de painéis enrijecidos. As medições foram realizadas com um equipamento a laser de alta precisão. As medições mostraram que as imperfeições apresentavam amplitude acima da máxima permitida nas recomendações de regra da DNV. Apesar disso, os painéis apresentavam maior resistência axial em comparação com um painel com imperfeições de regra e distribuição seguindo o modo natural de flambagem elástica.

Zhang e Jiang [36] realizaram investigações sistemáticas sobre o tema e forneceram uma diretriz para a implementação das imperfeições geométricas na análise de colapso estrutural de placas com cargas combinadas. O estudo incidiu sobre os efeitos da forma da imperfeição na avaliação da resistência última de placas, sob cargas longitudinais e transversais combinadas. Eles enfatizaram que é crucial selecionar uma forma de imperfeição apropriada para realizar uma análise de elementos finitos não-linear.

2.3.1.2 Amplitude máxima das imperfeições geométricas de fabricação

A amplitude máxima da imperfeição, $W_{\text{máx}}$, pode ser definida com medições reais, equações empíricas ou por valores indicados pelas regras de sociedades classificadoras. Em 1975, Faulkner [37] concluiu que a amplitude das imperfeições geométricas normalizada pela espessura, (w), é proporcional ao quadrado do coeficiente de esbeltez da chapa (β). Este coeficiente é obtido em função da geometria da chapa e das propriedades do material, conforme mostrado na equação 2.3 deste capítulo.

Chapman e outros [38] classificaram a amplitude máxima de imperfeição geométrica ($W_{\text{máx}}$) em três categorias: leve, média e severa. As equações referentes a cada categoria podem ser observadas na Tabela 2.2.

Tabela 2.2: Categorias de amplitude máxima de imperfeição

Imperfeição	$W_{\text{máx}}/t$
Leve	$0.025\beta^2$
Média	$0.1\beta^2$
Severa	$0.3\beta^2$

Estes níveis de amplitude de imperfeição são representativos. A amplitude real de uma chapa ou painel enrijecido depende de muitos fatores que dificilmente são quantificados numericamente, incluindo a qualidade dos processos de fabricação. A amplitude da imperfeição também pode ser amplificada devido a carregamentos de pressão e slamming durante a operação de embarcações.

Em muitos trabalhos adota-se um valor máximo permitido por regra para a amplitude máxima de imperfeição. A Figura 2.15 mostra que na regra da DNV [39] existe uma relação da amplitude máxima permitida com a largura da placa. Para um painel

enrijecido, a regra permite uma amplitude máxima de 0.5% do espaçamento entre enrijecedores (b).

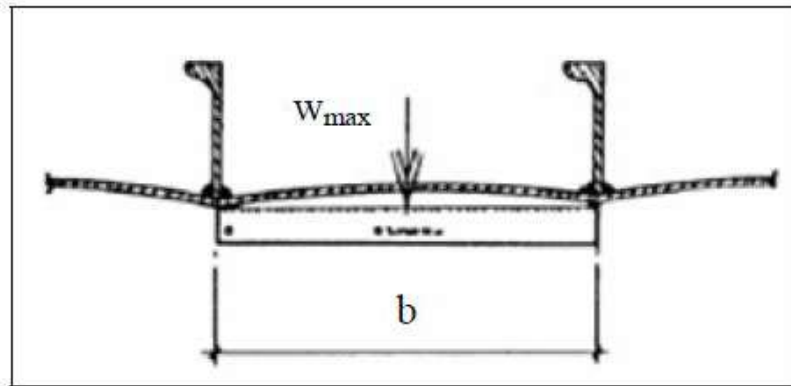


Figura 2.15: Tolerância máxima permitida pela DNV [39]

A Figura 2.16 mostra uma comparação entre a amplitude máxima de imperfeição permitida pela DNV [39] com os três níveis observados na Tabela 2.2. A comparação inclui dez placas que foram estudadas no capítulo três. Nota-se uma grande variação entre os níveis leve, médio e severo das formulações de Chapman e outros [38]. Para as placas analisadas, a máxima amplitude de imperfeição geométrica permitida pela DNV admite apenas as imperfeições consideradas como leves para as sete placas com esbeltez acima de 1,5. Para as outras três placas, com esbeltez abaixo de 1,5, as imperfeições médias também estão dentro da máxima amplitude da DNV [39].

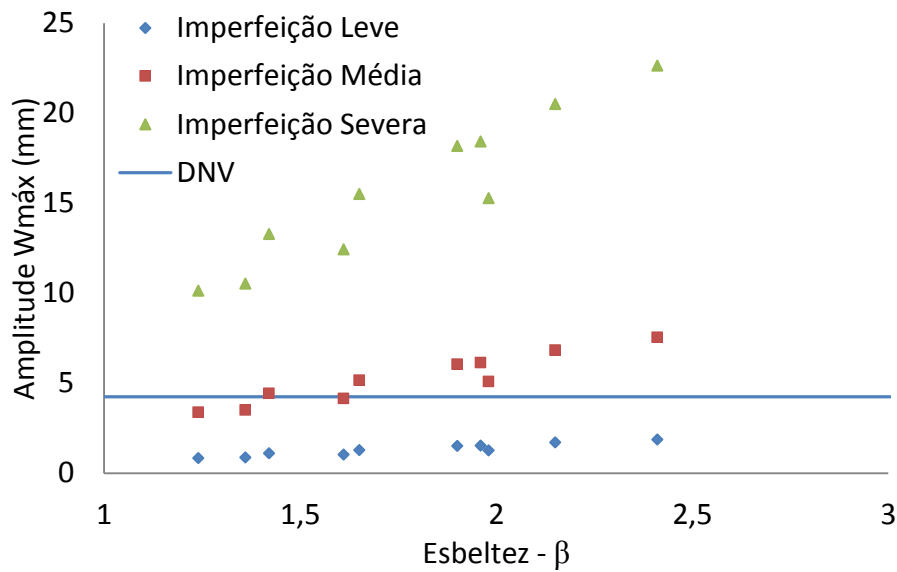


Figura 2.16: Comparação entre a amplitude máxima de imperfeições das formulações leve, média e severa e a máxima amplitude permitida pela DNV [38]

2.3.2 Tensões residuais

Por definição, tensões residuais são tensões elásticas existentes em um corpo sem a existência de carregamentos externos ou gradientes de temperatura. Todo sistema de tensões residuais está em equilíbrio e o somatório das forças resultantes e dos momentos produzidos é zero. Campos de tensões residuais são gerados durante a fabricação de estruturas metálicas, principalmente, quando o processo de soldagem é empregado.

O processo de soldagem é realizado com o aquecimento de uma região específica da estrutura, permanecendo as outras regiões com temperaturas muito inferiores. Obedecendo à dilatação térmica, as regiões aquecidas tendem a dilatar, mas as regiões com menores temperaturas dificultam essa dilatação. Este processo gera deformações elásticas e plásticas na estrutura aquecida. A consequência destas deformações é observada ao final do processo de soldagem com o surgimento de tensões residuais e imperfeições geométricas.

Apesar da importância tecnológica, em muitos casos, a presença de tensões residuais não é claramente avaliada. Isso acontece devido às dificuldades conceituais, informações metalúrgicas insuficientes, ausências de um conveniente balizamento dos parâmetros durante os processos de fabricação e limitações nas técnicas para sua medição. Além disso, dificuldades advêm de diferentes fenômenos mecânico-metalúrgicos, alguns

deles não claramente entendidos, que isolados ou conjuntamente podem ocorrer na sua formação.

Uma típica distribuição de tensões residuais em uma placa entre reforços pode ser observada na Figura 2.17. As tensões de tração se desenvolvem na zona termicamente afetada e as tensões de compressão devem existir para manter o equilíbrio de tensões. Para a avaliação em análises numéricas de uma placa, adota-se uma mudança brusca entre as zonas de tração e compressão, conforme mostra a Figura 2.17.

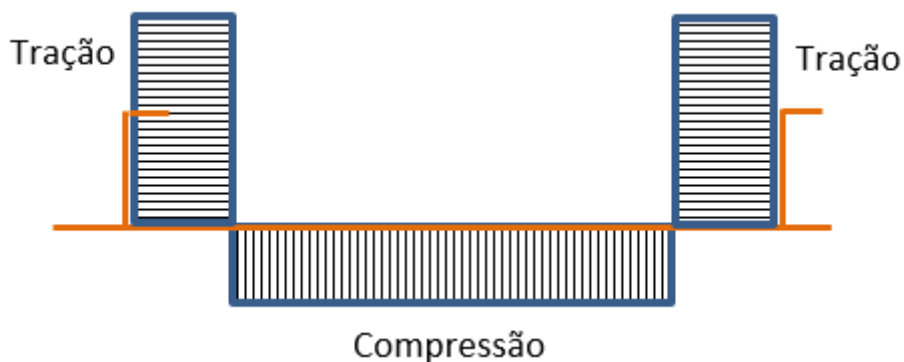


Figura 2.17: Distribuição de tensões residuais idealizadas para uma placa entre enrijecedores

Considerando o equilíbrio entre as tensões residuais de tração (σ_t) e compressão (σ_c) em uma placa entre enrijecedores, pode ser definida uma simples relação entre as tensões na placa para se definir a largura onde atuam as tensões de tração (b_t):

$$b_t = \frac{\sigma_c}{2(\sigma_c - \sigma_t)} b \quad (2.10)$$

Cheng e outros [40] e Kmiecik [41] realizaram medições das tensões residuais em placas entre enrijecedores que mostraram que essa distribuição idealizada se aproxima de distribuições reais de tensões medidas. Também foi observado que a tensão residual de tração alcança valores similares à tensão de escoamento do material.

Uma aproximação empírica para estimar o valor da tensão residual de compressão foi proposta por Smith e outros [23]. Eles se basearam medições de tensões residuais realizadas em painéis de navios.

$$\frac{\sigma_c}{\sigma_y} = \begin{cases} -0.05 & \text{leve} \\ -0.15 & \text{média} \\ -0.30 & \text{severa} \end{cases} \quad (2.11)$$

Mansour e outros [42], mencionaram que para painéis enrijecidos em carregamento de compressão uniaxial, a redução da resistência a flambagem pode ser de 25%. Smith e Kirkwood [43] mencionaram que as tensões residuais apresentam maior influência no comportamento de painéis enrijecidos esbeltos do que em painéis robustos. Eles também afirmaram que em casos extremos, a perda de resistência pode chegar a 40%. Em relação a influência das tensões residuais na resistência última longitudinal de um navio, existem poucos trabalhos na literatura. Gordo e outros [44] chegaram em valores de redução de resistência longitudinal de navio devido às tensões residuais de 5.1% e 4.7%, respectivamente, para aquecimento e resfriamento. Nestas análises, eles adotaram uma tensão compressiva de 17% da tensão de escoamento do material.

2.4 – Resistência última de painéis enrijecidos

O comportamento de painéis enrijecidos em compressão uniaxial é relativamente complexo devido ao grande número de combinações possíveis da geometria da placa e do reforço, condições de contorno e carga [45]. Quando submetidos, predominantemente, ao carregamento axial compressivo podem falhar sob as quatro formas principais, conforme explicado por Grondin e outros [46]:

- Falha global induzida pela placa: É caracterizada pela ocorrência da flambagem simultânea do reforço e da placa. Este modo de falha é similar à de uma coluna elástica devido a sua esbeltez excessiva. Diz-se que é falha induzida pela placa quando acontece com o reforço no lado convexo da placa. A Figura 2.18 (a) mostra este modo de falha.

- Falha global induzida pelo reforço: A flambagem ocorre de forma simultânea do reforço e da placa, como se fosse uma coluna elástica devido a sua esbeltez excessiva. Também é referido a um modo de falha tipo Euler, tanto para a falha global induzida pela placa como para a induzida pelo reforço. Considera-se a falha induzida pelo reforço quando acontece com o reforço no lado côncavo da placa. A Figura 2.18 (b) mostra este modo de falha.

- Falha da placa: É caracterizado pela flambagem local da placa, enquanto os reforços rígidos permanecem retos, resultando uma redistribuição da carga da placa para os reforços, mostrando consideráveis tensões no regime pós-flambagem. Este modo de falha acontece quando o reforço é suficientemente robusto e a chapa apresenta uma tensão crítica menor que a do reforço. Neste tipo de falha, o reforço é capaz de resistir tensões perto do escoamento, mas a chapa falha antes do reforço. Painéis enrijecidos de navios devem ser projetados para que uma possível falha da placa ocorra antes da falha dos reforços. A Figura 2.18 (c) mostra este modo de falha.

- Flambagem torcional dos reforços: Chamado também de tripping, é caracterizado pela rotação do reforço com respeito à união do reforço com a placa. Ao contrário dos outros modos de falha, este, geralmente resulta numa repentina queda da capacidade de carga, como consequência da falta da rigidez torcional do reforço. A interação com o modo de falha da placa pode também ocorrer induzindo um *tripping* prematuro. A Figura 2.18 (d) mostra este modo de falha.

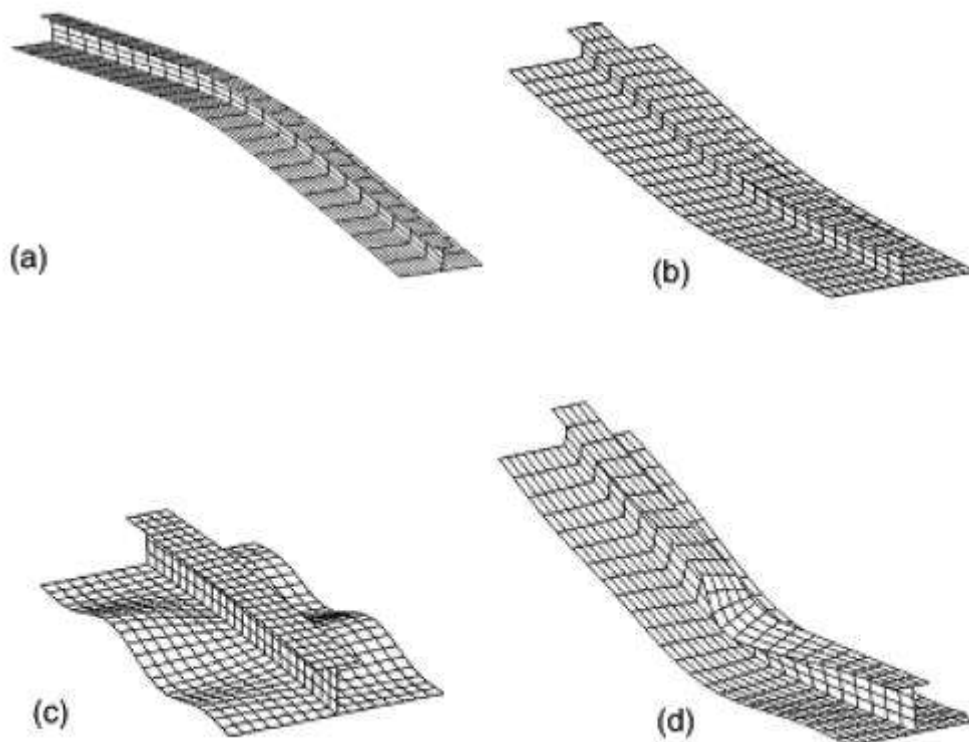


Figura 2.18: Principais modos de falhas de um painel enrijecido. (a) Falha global induzida pela placa. b) Falha global induzida pelo reforço. (c) Falha da placa. (d)

Tripping dos reforços [46]

- Falha local da alma do reforço: A alma do reforço pode flambar localmente como uma placa citada acima. A Figura 2.19 mostra este tipo de falha que não é esperado para uma estrutura oceânica. A flambagem local da alma do reforço e a flambagem da chapa entre os reforços normalmente interagem, como no tripping, podendo ocorrer em qualquer ordem, dependendo das dimensões das placas e dos reforços.

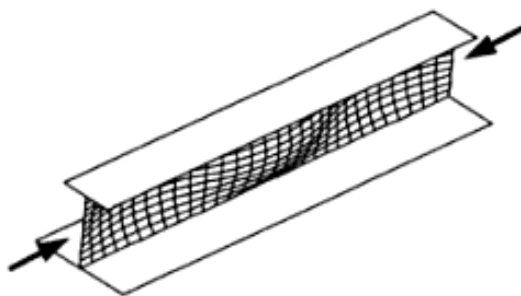


Figura 2.19: Modo de falha local da alma do reforço [34]

A resistência última de painéis enrijecidos pode ser avaliada por diversas metodologias, entre as quais podem ser citadas, as expressões empíricas, métodos analíticos, testes experimentais e pelo método não-linear dos elementos finitos.

Expressões empíricas fornecem uma maneira rápida para prever a resistência última de painéis enrijecidos, mas nesta metodologia não fornece a deformação do painel no momento do colapso, ou mesmo o modo de falha.

Recentemente, o método dos elementos finitos tem dominado os esforços de pesquisas relacionadas ao tema. Frequentemente, os resultados de um grande número de simulações com elementos finitos, são utilizados para desenvolver fórmulas que descrevam a resistência última como uma função dos parâmetros dimensionais e físicos do painel.

Zhang e Khan [47] realizaram um extensivo estudo com análises numéricas não-lineares por elementos finitos da resistência última compressiva de placas e painéis enrijecidos de navios. Uma formulação semi-analítica para estimar a resistência última de painéis enrijecidos foi desenvolvida. Os resultados foram comparados com inúmeros modelos desenvolvidos na publicação e testes experimentais de outros autores, gerando bons resultados de correlação.

Brubak e outros [48] desenvolveram critérios de estado-limite para painéis enrijecidos sob carga de compressão, considerando três diferentes condições de contorno. A resistência final das placas enrijecidas foi calculada usando um método de Rayleigh-Ritz em conjunto com a teoria de grande deflexão. Exemplos de placas enrijecidas com diferentes modalidades de apoio e reforçador são comparados com o resultado de elementos finitos.

2.5 – Métodos de avaliação da resistência última longitudinal do navio

A primeira tentativa de avaliação da resistência estrutural do navio e as forças que o casco está sujeito, foram desenvolvidas por Thomas Young. Ele considerou que o navio era apenas uma viga sujeita a uma distribuição de pesos e empuxo [13].

Em 1897, John [49] aprimorou o método de Thomas Young assumindo as condições de alquebramento e tosamento para o projeto de um navio. Dessa forma, uma onda de comprimento igual ao comprimento do navio foi utilizada. As tensões obtidas nestas condições eram comparadas com a tensão de ruptura, servindo de base ao dimensionamento da espessura das chapas.

A recomendação da utilização de uma onda com comprimento igual ao comprimento do navio, manteve-se praticamente inalterada. Entretanto, houve avanços substanciais na determinação da altura de onda de projeto, assim como na sua forma, baseados em parte em um maior conhecimento dos tipos de onda associados aos diversos estados do mar e por outro lado, ao desenvolvimento das técnicas de previsão de longo prazo e estatística de extremos. Métodos mais recentes consideram ainda aspectos de segunda ordem, nomeadamente a não linearidade da distribuição de pressões em resultado da presença do casco. Estes aspectos tiveram um impacto direto nos códigos de projeto, constituindo o fundamento dos diagramas de esforço cortante e momento fletor a serem considerados no projeto estrutural [13].

2.5.1 Teoria de flexão de viga

O casco de um navio tem o comprimento muito maior que as dimensões da boca e do pontal, caracterizando a analogia com uma viga, o que está associado à sua denominação de viga navio. Portanto, as análises iniciais visando o projeto estrutural, têm como base a teoria de flexão de viga. Dessa forma, a teoria de viga é a maneira mais

simples e prática para a obtenção de uma primeira estimativa da resistência longitudinal de navios. A simples equação de flexão de vigas pode ser utilizada para calcular a tensão no chapeamento mais externo da seção transversal de um navio que recebe um momento de flexão. Mas, essa estimativa não leva em consideração o efeito de flambagem de placas e painéis enrijecidos, que ocorre no fundo do navio quando a onda forma o alquebramento, e no convés, quando uma onda em condição de tosamento está atuando na embarcação. Além de menosprezar os efeitos de flambagem, a teoria de viga considera o eixo neutro na posição elástica. Estes dois efeitos passaram a ser considerados em posteriores metodologias.

2.5.2 Método baseado na hipótese de distribuição de tensão

No método baseado na hipótese de distribuição de tensão, considera-se um nível de tensão pré-estabelecido na seção transversal do navio no momento de sua resistência última. A distribuição é baseada em investigações teóricas, numéricas ou experimentais. Caldwell [50], em 1965, foi o primeiro a utilizar o método para estimar o momento vertical último de navios. Esta metodologia leva em consideração o efeito de falhas locais com maior precisão que a teoria de flexão de vigas, mas não considera a relação de colapso progressivo entre o momento de flexão e a curvatura do navio. Representou a passagem do método de previsão de resistência longitudinal à flexão utilizando a teoria clássica linear elástica para os métodos de análise plástica, considerando uma redução de resistência para a seção do casco em compressão (flambagem). Dessa forma, o método de Caldwell superestima a resistência última de navios, pois o colapso normalmente ocorre antes da flambagem e do escoamento se espalhar por toda a seção do navio. O colapso normalmente é governado pela falha da região mais externa do navio que se encontra em compressão. Nessa condição, a linha neutra é deslocada na direção da região de falha e o navio irá falhar bem antes que toda a região em tração atinja a tensão de escoamento.

Paik e Mansour [51] e Qui e outros [52], aprimoraram essa metodologia para uma distribuição de tensão mais próxima da realidade. Para estimar a resistência do fundo ou do convés sob carregamento compressivo, é necessário um maior entendimento das características da flambagem de placas e painéis enrijecidos.

Maestro e Marino [53], alteraram o método original de forma a permitir avaliar a resistência à flexão biaxial, aplicando-o ao caso de navios danificados devido aos acidentes de colisão ou encalhe.

2.5.3 Método do colapso progressivo

Com a necessidade de se conhecer a capacidade de resistência máxima do casco do navio à flexão para efeitos de projeto, rapidamente se passou a reconhecer o interesse de prever a relação momento-curvatura para uma faixa de grandes curvaturas que incluíse o ponto de momento máximo. O interesse na estimativa da relação entre momento e curvatura estava diretamente relacionado aos seguintes aspectos [13]:

- O conhecimento da rigidez estrutural inicial e do ponto a partir do qual a rigidez começa a diminuir por perda de resistência local, seja esta diminuição devida a fenômenos de flambagem ou de plasticidade;
- O colapso global do casco do navio à flexão ocorre quando alguns dos painéis já se encontram colapsados;
- O comportamento pós-colapso do casco do navio permite o maior entendimento sobre a adequação das soluções estruturais e sobre a reserva de resistência real da estrutura;
- O conhecimento da distribuição de tensões em cada fase de carga permite identificar problemas e introduzir melhoramentos locais no projeto para se conseguir uma estrutura com melhor comportamento global;
- A identificação das diferenças de comportamento estrutural entre navio novo e navio em serviço devido à variação dos parâmetros que afetam a resistência local com o tempo de serviço.

Um dos métodos mais conhecidos para estimar o momento vertical último de navios, é o método de colapso progressivo de Smith [54]. Devido à importância do trabalho desenvolvido por Smith, esta metodologia de previsão do momento último está associada ao seu nome.

Benson [33] descreveu o método de colapso progressivo de Smith em 6 etapas:

- 1- Uma seção da viga é selecionada. Para um navio, a seção normalmente está localizada a meia nau onde ocorrem os máximos momentos de flexão. Somente a estrutura longitudinal efetiva é incluída na seção.
- 2- A seção é dividida em pequenos elementos.

- 3- Cada elemento está associado a uma curva de carregamento que descreve o comportamento do elemento sob um carregamento incremental de compressão/tração. A curva pode incluir implicitamente outros efeitos de carregamentos.
- 4- Calcula-se a posição inicial do eixo neutro da seção transversal.
- 5- Aplicam-se incrementos de curvatura sobre o eixo neutro. Em cada incremento de curvatura:
 - a. O incremento de deformação em cada elemento é calculado assumindo que a seção permanece plana;
 - b. As tensões incrementais no elemento são derivadas da inclinação da curva de carregamento pré-estabelecida.
 - c. As tensões são integradas na seção transversal para obter o incremento de momento de flexão.
 - d. A posição do eixo neutro é ajustada para levar em consideração a perda de rigidez das áreas do casco com grandes deformações compressivas.
- 6- Os incrementos de momentos e curvaturas são somados para obter os valores acumulados totais.

Resumindo, o método de colapso progressivo de Smith, está baseado na avaliação de cada elemento estrutural no qual a seção é dividida e da curva de comportamento de um desses elementos que também são previamente fornecidas para a análise. A Figura 2.20 exemplifica a divisão de elementos e mostra uma curva de carregamento fornecida para os elementos.

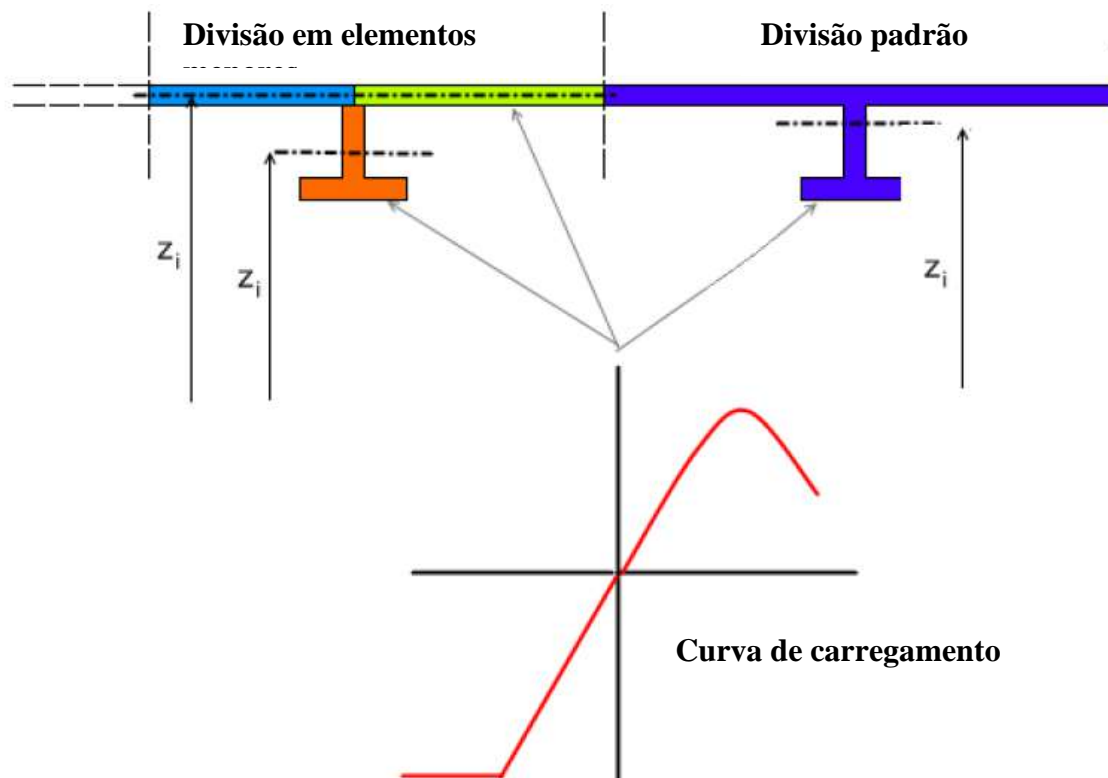


Figura 2.20: Divisão de elementos para a análise de colapso progressivo e a curva de carregamentos dos elementos [33]

Outra metodologia de colapso progressivo foi desenvolvida no Japão por Ueda e outros [55] e aprimorada por diversos pesquisadores [56-57]. O princípio fundamental do ISUM-Idealised Structural Unit Method, consiste em um conceito similar ao método de colapso de Smith, no qual elementos representativos do comportamento de grandes painéis entre reforços primários são definidos de tal forma, que o tempo de cálculo e o número de elementos se reduzam substancialmente quando comparados com o método de elementos finitos.

2.5.4 Análise não linear pelo método dos elementos finitos

Segundo o comitê de resistência última do Congresso Internacional de Navios e Estruturas Offshore (ISSC – 2015) [2], a primeira aplicação do método dos elementos finitos não-linear para analisar a resistência última longitudinal de navios, foi realizada por Kutt e outros [58]. Ele usou o programa USAS da ABS para calcular a resistência longitudinal de quatro cascos de navios, incluindo um navio de passageiros e um petroleiro. Nos anos recentes, com o desenvolvimento da tecnologia computacional,

muitos programas de elementos finitos têm sido utilizados para análises de resistência última de estruturas de navios, como o ABAQUS, ANSYS, MARC e ANDINA.

Uma demanda computacional considerável é necessária para avaliar uma extensão pequena de uma estrutura, como uma chapa ou um painel enrijecido, através de uma análise não linear por elementos finitos. Este esforço computacional foi observado nas simulações realizadas nos capítulos anteriores. Quando o objetivo da análise é a avaliação de uma estrutura maior, como uma grande parte de um navio ou de uma plataforma, a demanda computacional é desafiadora. Dessa forma, a aplicação do método não linear dos elementos finitos, para avaliar a resistência limite e o colapso progressivo de estruturas complexas como navios, foram raramente estudadas antes do século vinte e um [59]. O avanço das tecnologias computacionais possibilitou a realização deste tipo de análise para avaliar a resistência última de navios.

Nos últimos anos, inúmeros trabalhos de pesquisa têm optado pelo uso das técnicas de análise por elementos finitos para a avaliação e estimativa do momento vertical último de navios. O capítulo 6 desta tese, aborda especificamente a análise da resistência longitudinal última de navios pelo método dos elementos finitos, e diversos trabalhos são referenciados no desenvolvimento do capítulo.

2.6 – Revisão de trabalhos de avaliação da resistência última de estruturas com dano de colisão

Foi realizada uma revisão dos trabalhos de avaliação da resistência última de estruturas oceânicas danificadas por colisões/impactos. Primeiro, faz-se uma revisão da avaliação da resistência residual de placas e painéis com danos locais, e em seguida, são referenciados os trabalhos que abordam estruturas de navios e plataformas com danos mais severos. No primeiro caso, quedas de objetos e contato de embarcações são exemplos de acidentes que causam os pequenos danos observados em placas e painéis enrijecidos. No segundo caso, devido às colisões de embarcações de grande porte ou com maiores velocidades no momento do impacto, a severidade do acidente aumenta, causando danos que podem comprometer toda a estrutura de um navio ou uma plataforma. Antes da revisão, se apresenta uma classificação para os tipos de danos antes da revisão dos trabalhos publicados.

2.6.1 Classificação dos danos em acidentes envolvendo impacto/colisões

A avaliação dos efeitos dos danos ocasionados por impacto em navios e plataformas é baseada nas dimensões de comprimento, altura e profundidade do dano. Seguindo essa metodologia, os danos podem ser classificados em dois níveis de severidade que correspondem à extensão do dano na estrutura:

1. Danos localizados: dano localizado no painel enrijecido, podendo comprometer uma placa, a interseção entre a placa e o reforço ou todo o painel enrijecido. Normalmente, sem trazer riscos à resistência global da estrutura.
2. Danos extensos: o dano compromete uma grande região da estrutura oceânica podendo levar todo navio ou plataforma ao colapso progressivo.

O dano na forma de moessa localizada pode afetar apenas uma placa entre reforços ou um conjunto placa/reforço de um painel enrijecido, não afetando a resistência global da estrutura. Entretanto, se existe um grande número de pequenos danos, as consequências podem ser significativas. Além disso, uma falha local em um determinado membro pode levar ao comprometimento de outros membros adjacentes e, em última instância, ao enfraquecimento total, caracterizando o colapso progressivo da estrutura. Por essa razão, é importante entender o comportamento estrutural dos principais elementos estruturais, que constituem navios e plataformas oceânicas, como placas, reforçadores e painéis enrijecidos, considerando os danos locais por moessa. A Figura 2.21 exemplifica moessas localizadas entre os reforços de um painel e a Figura 2.22 ilustra o dano de uma moessa ocasionada na interseção da placa com o reforço.

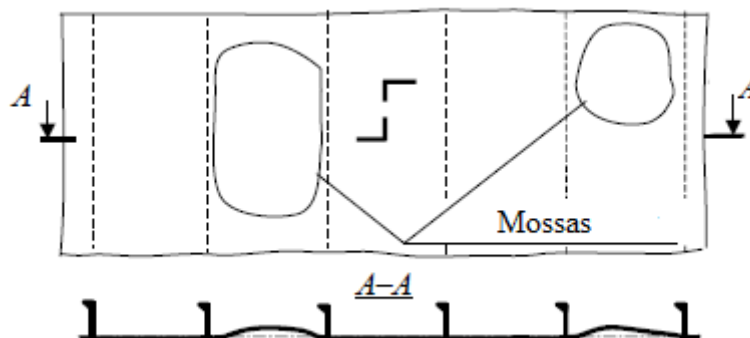


Figura 2.21: Dano local por moessa entre os reforços do painel [60]



Figura 2.22: Mossa na região interseção entre a placa e oreforço

Em alguns casos, o dano devido a colisão pode danificar uma grande região do painel enrijecido, sendo necessário realizar uma investigação mais detalhada para verificar a necessidade de reparo imediato da estrutura. A Figura 2.23 exemplifica uma grande região de um painel enrijecido com mossa. A Figura 2.24 mostra uma grande mossa causada pela colisão de uma embarcação de apoio no costado de um FPSO.

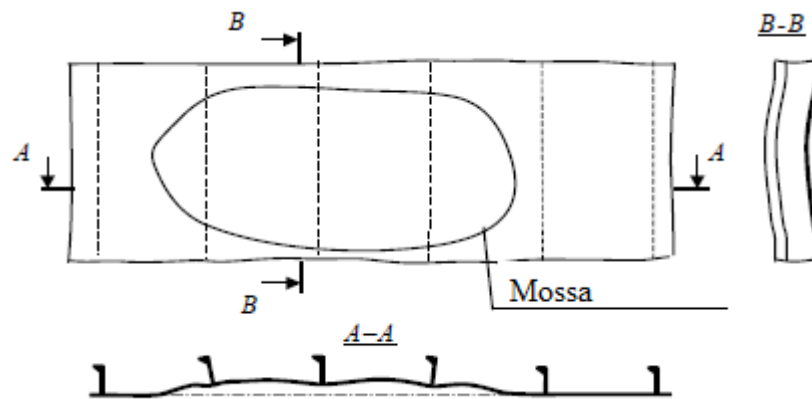


Figura 2.23: Grande região de um painel enrijecido com mossa [60]

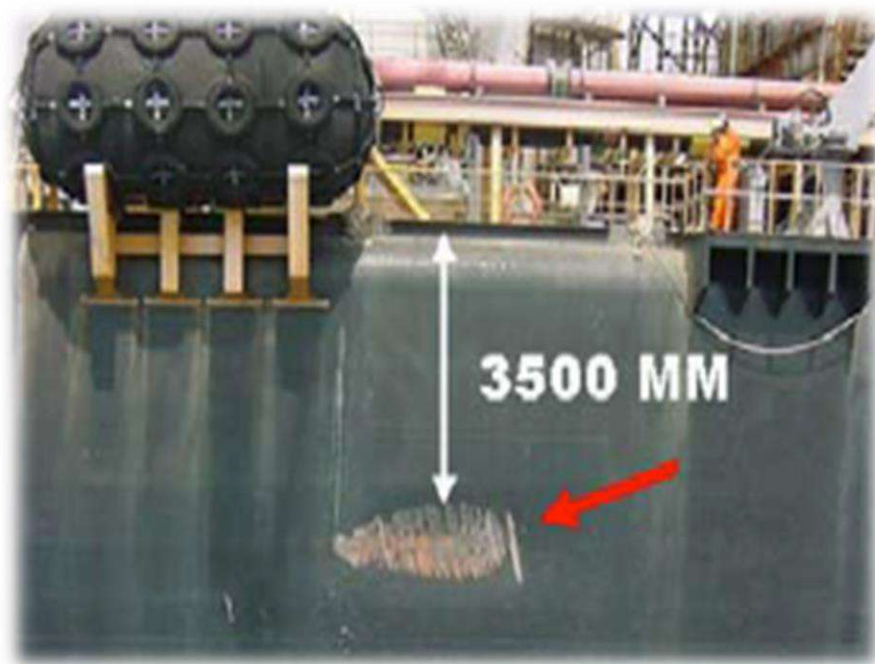


Figura 2.24: Costado de um FPSO com uma grande massa causada pela colisão de uma embarcação de apoio [61]

Colisões com grandes energias podem causar danos extensos, que apresentam grande severidade e comprometem grande extensão de uma estrutura oceânica. Neste caso, vários elementos estruturais são danificados e a estrutura pode apresentar falhas catastróficas. A Figura 2.25 mostra o navio petroleiro MT Bunga Kelana de bandeira malaia, após sofrer a colisão de um navio graneleiro em águas entre a Malásia e Singapura, em maio de 2010 [62]. Neste grave acidente de colisão, 2500 toneladas de óleo foram derramadas no mar. A Figura 2.26 mostra o potencial de uma colisão em um FPSO [63], onde grande extensão do costado foi danificado. A Figura 2.27 mostra o resultado da colisão de uma embarcação de apoio na coluna de uma plataforma semissubmersível [61]. Nestes acidentes, toda a estrutura pode estar comprometida e análises de resistência residual são mandatórias para avaliar a possibilidade de navegação da estrutura, até um estaleiro para efetuar o reparo.



Figura 2.25: Dano de grande extensão em um navio petroleiro após a colisão de navio graneleiro [62]



Figura 2.26: Potencial catastrófico em dano de colisão em um FPSO [63]



Figura 2.27: Resultado da colisão de uma embarcação de apoio a coluna de uma plataforma semissubmersível [61]

2.6.2 Resistência residual de placas e painéis enrijecidos com danos de colisão

Muitos trabalhos foram desenvolvidos para analisar a resistência última de placas ou painéis enrijecidos intactos, mas poucos estudos se concentraram na avaliação da resistência residual de placas e painéis com danos de mossas. Nos últimos 12 anos, houve um aumento do número de publicações envolvendo este assunto.

Dow e Smith [64], em 1984, compararam os efeitos de imperfeições globais e locais na resistência última de placas. Eles consideraram a imperfeição local com diferentes formas e em diferentes localizações. A consequência da combinação da imperfeição global e local também foi analisada, entretanto sem investigar a influência da mudança da posição da imperfeição local enquanto a imperfeição global já está presente. Eles concluíram que o comprimento e principalmente a amplitude da imperfeição local, sem a global, apresentam maior impacto. Quando adicionada a global, as imperfeições locais podem mudar significativamente a resistência ao colapso.

Hu e outros [65], em 1997, avaliaram métodos numéricos e experimentais para desenvolver curvas características de resposta ao carregamento de doze painéis enrijecidos em escala real para serem analisados em carregamentos combinados de compressão e carga lateral. Alguns destes painéis foram analisados com mossas e nestes casos a falha ocorreu com um colapso local.

Paik e outros [66], em 2003, realizaram uma série de análises não lineares de placas com dentes/mossas pelo método dos elementos finitos. Eles consideraram uma chapa entre dois reforços. No estudo, foram realizadas variações nos parâmetros de razão de aspecto da chapa, espessura e dano (local, forma, profundidade e diâmetro). As simulações foram realizadas impondo as imperfeições globais e o dano através de modelação geométrica. Com os resultados mostraram que o aumento do diâmetro do dente reduz a resistência última da placa significativamente, mas a profundidade tem pouca influência se o diâmetro é pequeno. Eles desenvolveram uma equação para estimar a redução de resistência da placa devido ao dano.

Guedes Soares e outros [67], em 2005, estudaram a resistência ao colapso de placas com imperfeições global adicionada de um dano representado por uma imperfeição local. Eles confirmaram que a imperfeição local, quando adicionada à global, poderia causar uma severa redução de resistência da placa, dependendo da sua amplitude, comprimento e posição na placa.

Luis e Guedes Soares [68], em 2006, também trabalharam com a imposição das imperfeições por meios geométricos e mostraram que imperfeições localizadas mudam a resistência de uma placa quando combinados com imperfeições globais. Os efeitos da posição da imperfeição local dependem da forma final da placa com a soma das imperfeições local e global.

Luís, Witkowska e Guedes Soares [69], em 2007, analisaram a influência na resistência compressiva de painéis enrijecidos de navios com um dano localizado na forma de indentação inicial. Este dano foi imposto através de uma equação geométrica que modificava a geometria do painel. Modelos numéricos (elementos finitos) com três placas na direção longitudinal e três na direção transversal foram analisados. Dois tipos de imperfeições geométricas, as globais devido ao processo de soldagem e uma imperfeição localizada representando o dano local foram considerados nos modelos. Eles

concluíram que a posição do dano local é um fator importante, e que além de influenciar a rigidez do modelo, pode provocar um colapso mais violento. O dano local também pode modificar o modo de colapso da placa. Eles também concluíram que o efeito da imperfeição local se torna mais importante à medida que o coeficiente de esbeltez da placa aumenta. O colapso do painel ocorre ao redor do dano local e o efeito desse dano é maior quando está localizado coincidentemente com o modo natural de flambagem global.

Witkowska e Guedes Soares [70], em 2008, estudaram o comportamento de painéis enrijecidos em relação à flambagem e resistência última quando existe a presença de um dano local devido à queda ou colisão de um objeto. O dano foi representado através da construção da geometria dos modelos para considerar as imperfeições globais e locais (dano). Concluíram que os painéis enrijecidos apresentam um desempenho muito bom quando sujeito a um dano local. Nas simulações, a perda de resistência obtida no estudo foi de apenas 1 a 2% e cerca de 5% para chapas mais esbeltas. Entretanto, o dano local considerado no estudo apresenta magnitudes pouco superiores às imperfeições geométricas globais.

Witkowska e Guedes Soares [71], em 2009, também investigaram a presença de um dano local na alma do reforço de um painel. Novamente, o dano foi imposto através da modificação da geometria. Foram realizadas análises numéricas considerando a variação dos parâmetros: local do dano, tamanho e o número de danos. Os autores concluíram que o dano reduz a resistência do painel em até 7% para os casos analisados.

Saad-Eldeen e outros [72], em 2015, realizaram um estudo de resistência última de placas com uma mocha local e em carregamento de compressão através do método dos elementos finitos. Eles concluíram que a orientação da mocha na direção transversal, em comparação com a orientação longitudinal, causa maior redução de resistência à placa, mas com o aumento da espessura, este efeito se torna insignificativo. Se a direção da mocha for oposta em relação a distribuição das imperfeições geométricas iniciais o efeito do dano é reduzido com o aumento da espessura da placa. A variação do tamanho da mocha não reduz a resistência significativamente se a profundidade é pequena. Foi desenvolvida uma expressão de um fator de redução de resistência última devido ao dano. Saad-Eldeen e outros [73], em 2015, simularam análises para avaliar o efeito de um dano local na resistência última de placas de aço utilizando a metodologia não linear dos

elementos finitos. Diferentes profundidades e formas de dano local foram impostas na geometria do modelo. Foram discutidos os modos de pós-colapso e a mudança do modo de flambagem para placas com diferentes faixas de espessuras. Foi desenvolvido um fator para estimar a redução da resistência última de placas em função da esbeltez da placa e do raio de dano.

Saad-Eldeen e outros [74], em 2016, realizaram uma avaliação da resistência última de placas com danos em cargas de compressão. Os danos foram inseridos na geometria do modelo de placas pequenas ($a = 800$ mm e $b = 40$ mm). Os efeitos de profundidade, tamanho e diferentes formas do dano local foram investigados. O aumento da profundidade e do tamanho do dano resultou em uma menor capacidade de resistência das placas. A forma do dano teve influência insignificativa na rigidez das placas mais espessas. Baseando-se nos resultados obtidos no estudo, eles desenvolveram uma expressão para estimar a perda da resistência de placas devido aos danos.

Em todos os ótimos estudos citados, o dano não foi simulado através de análises numéricas. O dano local foi imposto como imperfeição geométrica inicial através da alteração da geometria do modelo. Este método não reproduz a característica real de um dano de impacto e em alguns casos, os danos foram gerados com formas improváveis de ocorrer em estruturas de placas e painéis reais. Outra consequência de não simular o dano está relacionada à desconsideração dos efeitos das tensões residuais e deformações plásticas que surgem no impacto entre as estruturas.

Liu e Amdahl [75], em 2009, realizaram simulações numéricas para avaliar a resistência residual de um duplo fundo danificado. Vários danos foram introduzidos com o código explícito do programa LS-DYNA. Um modelo simples considerando uma placa com um reforço foi utilizado para prever a perda de resistência e uma equação analítica foi desenvolvida.

Xu e Guedes Soares [76], em 2013, estudaram a influência de uma moessa local no comportamento ao colapso de painéis enrijecidos. Uma análise não linear estática foi realizada através do método dos elementos finitos para gerar o dano local na placa entre reforços. Dessa forma, o efeito das tensões residuais e o relaxamento elástico do dano são observados na análise. Foram analisados painéis com $\frac{1}{2}+1+\frac{1}{2}$ e 3 espaçamentos entre transversais. O retorno elástico e a força para gerar a moessa se mostraram bastante

diferentes para os dois tipos de modelos. A resistência última do modelo de $\frac{1}{2}+1+\frac{1}{2}$ espaçamentos é maior que a do modelo de 3 espaçamentos para o mesmo dano. Eles concluíram que o efeito das tensões residuais oriundas do dano afeta pouco a resistência última de painéis enrijecidos. Os resultados mostraram que as tensões residuais do dano, majoritariamente de tração, aumentam levemente a resistência última do painel com a neutralização das tensões de compressão. Porém, eles concluíram que seria aceitável analisar painéis danificados com mossas sem considerar as tensões residuais.

Amante e outros [77], em 2017, investigaram a resistência última compressiva de placas com mossas. Os danos foram simulados dinamicamente com colisões de um objeto. Um estudo paramétrico foi desenvolvido considerando as imperfeições geométricas de fabricação, tensões residuais e danos de mossas. Os resultados mostraram que a mossa é o parâmetro dominante na redução da resistência última de placas com este tipo de dano. Para o nível de dano imposto no trabalho, as imperfeições geométricas e tensões residuais podem ser desconsideradas nas análises. Neste trabalho, foi desenvolvida uma equação para estimar a resistência última residual de placas com mossas.

O efeito do dano na região placa/enrijecedor não foi considerado em nenhum dos trabalhos citados. Este tipo de dano pode gerar uma redução de resistência última mais crítica que o dano de mossa na placa entre reforços.

Amante e outros [78], em 2011, realizaram estudos de correlação numérico-experimental de painéis enrijecidos em escala reduzida considerando danos em forma de mossas. A correlação entre os resultados numéricos e os resultados experimentais mostrou que os modelos de elementos finitos reproduzem o experimento com grande precisão, principalmente para a carga última de colapso. Foi a primeira publicação que fez comparações entre a localização de danos de colisão na placa entre reforços e na região de interseção da placa com o reforço. Para o painel reduzido utilizado no estudo, o dano imposto na região de interseção entre placa e reforço causou uma redução de resistência mais acentuada quando comparado com o mesmo dano localizado entre reforços.

Amante e outros [79], em 2013, investigaram a resistência residual compressiva de painéis enrijecidos com mossas. Foi avaliado o efeito do dano na placa entre reforços

e na interseção entre a placa e o reforço. As análises foram realizadas em duas etapas. Na primeira, o dano foi imposto com a simulação dinâmica da queda de um objeto. Na segunda etapa, considerando o dano obtido, deslocamentos prescritos foram aplicados até o pós-colapso do painel. Dessa forma, as deformações e tensões residuais devido ao dano foram consideradas na resistência residual do painel. Os resultados obtidos mostraram, para o painel analisado, que o dano na região de interseção entre a placa e o reforço é mais crítico para a resistência última do painel. Os autores concluíram que painéis localizados em regiões propensas à cargas de impacto deveriam ser projetados com reforços mais robustos para manter o nível de integridade para o painel danificado.

Amante e Estefen [80], em 2014, realizaram análises não lineares para obter a perda de resistência última de painéis enrijecidos danificados do costado de uma plataforma do tipo FPSO. Os danos foram simulados com análises dinâmicas através de pequenos contatos de uma embarcação de apoio no costado da plataforma. Foram simulados danos na placa entre reforçadores e na região de interseção entre a placa e o reforço. Em ambos os casos, a redução de resistência do painel apresentou resultados similares para um mesmo dano. Concluíram que aumento da extensão do dano obtido com a elevação da energia de colisão, reduz a resistência última compressiva do painel enrijecido.

Amante e outros [81], em 2015, realizaram testes experimentais de painéis enrijecidos em escala reduzida. Testes de resistência última em cargas de compressão foram realizadas para dois painéis intactos e quatro painéis com danos de moessa. Foi realizado um estudo de correlação entre os resultados numéricos e experimentais, onde os resultados mostraram uma grande eficiência dos modelos numéricos desenvolvidos no trabalho. A precisa fabricação dos painéis com soldagem TIG para evitar o surgimento de tensões residuais e a medição das imperfeições geométricas dos painéis, antes e depois da imposição do dano, foram dois importantes pontos citados para a obtenção da ótima correlação alcançada. Para um painel real, foi realizado um estudo de profundidade de danos localizados na placa entre reforços e na região de interseção entre a placa e reforçador. Os resultados mostraram que a segunda localização sofre maior influência de perda de resistência com o aumento da profundidade do dano. Outros resultados deste estudo são mostrados no capítulo 3 da tese.

2.6.3 Resistência última de estruturas oceânicas com danos extensos

Conforme mencionado, antes do século XXI, são raros os estudos de avaliação da resistência residual de navios e plataformas baseados em análises numéricas por elementos finitos. Com o avanço computacional, surgiram publicações com a simulação numérica do dano, mas na maior parte dos trabalhos os quais as colisões de embarcações foram analisadas numericamente, a simulação teve como objetivo principal a avaliação do dano local, sem verificar a resistência global remanescente da estrutura. Os trabalhos numéricos que realizaram a simulação do dano e sequencialmente analisaram a resistência residual de estruturas oceânicas, são recentes e escassos, principalmente considerando a análise completa, com a simulação dinâmica da colisão e avaliação da resistência residual, por elementos finitos.

Wang e outros [82] investigaram a resistência longitudinal de navios com danos devido aos acidentes de encalhe e colisão. Eles desenvolveram equações analíticas para estimar a resistência residual do navio.

Saraiva e Cyrino [83] verificaram os efeitos da colisão de uma embarcação de apoio em uma coluna cilíndrica de plataforma semissubmersível. Alsos e Amdahl [84] estudaram a resistência do fundo de navios petroleiros após encalhe. Eles mostraram a importância do tamanho e da forma da rocha que a embarcação colide no fundo do mar durante o encalhe. A resistência à penetração do fundo do navio é analisada em vários locais e com três diferentes topologias para o fundo do mar, denominadas *rock*, *reef* e *shoal*.

Algumas publicações realizaram a simulação de colisão e avaliaram a resistência residual através de formulações. Ozguc e outros [85] investigaram e compararam a resistência à colisão e a resistência residual de navios graneleiros com casco duplo e singelo quando submetidos à colisão de navios petroleiros do tipo aframax com diferentes tipos de proa bulbosa. As análises dinâmicas de impacto foram realizadas através do programa Ansys Ls-dyna para a avaliação das forças de resistência, absorção de energia e penetração para variados cenários de colisão. Algumas conclusões foram obtidas com este relevante trabalho, mas é importante citar que eles comprovaram a maior eficácia na absorção de energia do casco duplo. A avaliação da resistência residual do navio foi realizada com formulações.

Outras publicações não realizaram a simulação do impacto, mas idealizaram o dano na estrutura com a retirada de elementos estruturais e realizaram análises de resistência última. Notaro e outros [86], em 2010, realizaram análises não lineares pelo método dos elementos finitos para avaliar a resistência residual de navios com danos de colisão no costado e danos no fundo devido à encalhes. Eles avaliaram diferentes danos em navios do tipo graneleiro e porta-contêiner e uma plataforma do tipo FPSO. Os danos foram inseridos com a remoção de elementos do modelo. Os resultados obtidos mostraram que o efeito do aumento do dano nas direções vertical e transversal são mais críticos que na direção longitudinal e que o dano modifica a localização da linha neutra induzindo altas tensões nas proximidades da área danificada.

Benson e outros [87], investigaram, através de vários métodos numéricos, a resistência residual de três vigas-caixão em escala reduzida sob flexão. As vigas foram avaliadas quando intactas e com três cenários de dano de impacto. Os danos causaram a ruptura da viga com grandes aberturas nas laterais da viga. Os resultados obtidos no trabalho mostraram as tensões residuais causadas pelo impacto, têm significativa influência na resistência última de uma viga-caixão danificada.

Pollalis e Samuelides [88], em 2013, investigaram a influência dos parâmetros de modelagem da análise de resistência última de navios com danos no costado. Eles concluíram que a consideração de restrição da rotação nos eixos vertical e longitudinal não modifica o resultado de resistência última do navio. Na comparação com o momento de projeto do navio analisado, os resultados obtidos mostraram uma reserva estrutural para o navio intacto, mas uma resistência insuficiente para o navio com o dano.

Jiang e outros [89], em 2014, mencionou que a qualidade da avaliação da resistência residual última de navios danificados por colisões depende de uma medição precisa do dano. Mergulhadores geralmente são utilizados para inspecionar e medir o dano, entretanto, o acesso ao local, a falta de visibilidade, as condições ambientais e a experiência da equipe tornam esta etapa longa e de resultados não confiáveis. Assim, o trabalho desenvolvido teve o objetivo de investigar a aplicabilidade de substituir a real dimensão do dano (que pode ser obtida com análises dinâmicas de colisão) por uma dimensão artificial, na qual elementos estruturais são retirados do modelo intacto para representar o dano. Os resultados do estudo mostraram que a avaliação da resistência última residual de navios baseada em um modelo de dano simplificado poderia fornecer

resultados suficientemente precisos e ligeiramente mais seguros quando um critério fosse estabelecido.

Amante e outros [90], em 2016, desenvolveram um modelo numérico para reproduzir alguns dos testes de resistência última de vigas-caixão desenvolvidos por Nishihara [91]. Os resultados mostraram uma boa correlação entre os resultados numéricos e experimentais. Neste trabalho, também foram desenvolvidas análises de resistência última residual de um navio petroleiro com danos no costado e no fundo através do método dos elementos finitos.

A simulação numérica de acidentes com grande aporte de energia de colisão seguida pela avaliação numérica da resistência estrutural remanescente tem sido estudada nos últimos anos devido ao avanço computacional que possibilita fazer simulações considerando as grandes não linearidades que existem neste problema e que demandam um grande esforço computacional.

Amante e outros [92], em 2010, analisaram a perda de resistência da coluna da plataforma semissubmersível que apresenta a coluna de forma quadrada. Foi realizada uma análise sequencial com a simulação da colisão seguida da verificação da resistência última da coluna sob carregamento de compressão. Adotando o modelo de embarcação de apoio com elementos rígidos e seguindo as recomendações da DNV para a análise, o pior cenário obtido para a perda de resistência da coluna da plataforma foi de 8%.

Yamada [93], em 2014, estudou a resistência residual última de um navio graneleiro após a colisão de um petroleiro VLCC. Diferentes velocidades de colisão foram simuladas dinamicamente na primeira etapa de avaliação. Na segunda etapa, de avaliação da resistência última do navio granelero, as tensões residuais e deformações do impacto foram considerados como estado inicial da análise.

Capítulo 3

Colisões entre embarcações e plataformas

Este capítulo tem o objetivo de aprofundar o conhecimento nas colisões entre embarcações e plataformas offshore. Foi realizada uma revisão dos acidentes envolvendo colisões entre embarcações e plataformas offshore. Enquanto no exterior, principalmente considerando a região do Mar do Norte, existem relatórios e publicações que apresentam números, estatísticas e até mesmo detalhes dos acidentes mais importantes que envolveram colisões de embarcações em plataformas, são raras as publicações sobre os acidentes na costa brasileira. Esta postura internacional resulta em um maior conhecimento do problema e na realização de diversas pesquisas envolvendo análises estatísticas das frequências de colisões ou em análises estruturais da colisão e da resistência residual de plataformas danificadas. Dessa forma, o capítulo relata as poucas publicações existentes sobre colisões na costa brasileira e mostra os resultados de uma pesquisa de coleta de dados de colisões entre embarcações de apoio e plataformas no Brasil.

3.1 – Introdução

As colisões de embarcações em unidades offshore representam um risco constante em perdas econômicas, ambientais e humanas. Este tipo de acidente continua ocorrendo apesar dos esforços e das medidas de prevenção cada vez mais rigorosas. Conforme mencionado no primeiro capítulo da tese, o potencial catastrófico deste tipo de acidente foi evidenciado com a colisão de uma embarcação de apoio em risers de gás da plataforma de Mumbai High North, em 2005. Este acidente ocasionou a morte de 22 pessoas e a perda total da unidade.

Na costa brasileira já ocorreram acidentes graves, porém sem perdas de vidas, desmobilizações e grandes paradas de produção. Entretanto, o aumento da produção de óleo e gás no Brasil, tem sido realizado com a expansão do número de plataformas offshore (unidades estacionárias de produção - UEPs). Segundo a Agência Nacional de Petróleo [94], em maio de 2016, a costa brasileira contava com 141 UEPs. Com esse grande número de plataformas offshore, houve um incremento das atividades de suporte, refletindo em um grande número de operações com embarcações de apoio e, conseqüentemente, aumentando a possibilidade de ocorrência de acidentes com colisões.

Estas embarcações trabalham para suprir as necessidades das plataformas, seja transportando materiais necessários para a manutenção da unidade ou alimentos para a tripulação. As Figuras 3.1 e 3.2 mostram, respectivamente, a aproximação de uma embarcação de apoio em operações com plataformas do tipo FPSO e semissubmersível. Este tipo de função requer uma perigosa aproximação da plataforma, e impactos podem ocorrer por perda de controle da embarcação devido à falha humana ou de equipamentos.



Figura 3.1: Operação de embarcação de apoio com uma plataforma do tipo FPSO



Figura 3.2: Operação de embarcação de apoio com uma plataforma semissubmersível

Entre as plataformas instaladas na costa brasileira, há alguns anos, observa-se a tendência pela escolha da utilização das plataformas do tipo FPSO. Além da grande experiência da Petrobras na operação de FPSOs, a preferência se deve, principalmente, às localizações das últimas descobertas que apresentam grandes distâncias da costa e a falta de uma malha de dutos para o escoamento da produção do óleo. Na Petrobras, todas as unidades em construção, são plataformas do tipo FPSO, entre as quais, podem ser

citadas, as unidades P-67, P-68, P-69, P-74, P-75, P-76, P-77. Adicionando a recente entrada em operação da P-66 e de outros FPSOs afretados, a produção de petróleo da Petrobras será realizada majoritariamente por plataformas deste tipo.

Este capítulo apresenta uma pesquisa realizada através de uma revisão bibliográfica sobre colisões ao redor do mundo e um levantamento inédito dos acidentes de colisões de embarcações de apoio ocorridos na costa brasileira.

3.2 – Histórico de colisões em plataformas

Onde existe navegação, existe a possibilidade de ocorrência de colisões. Há um grande número de notificações de acidentes envolvendo colisões entre embarcações e plataformas offshore. Ao redor do mundo, ocorreram diversos tipos de acidentes, incluindo até um caso peculiar de colisão de um submarino em uma plataforma fixa na Bacia continental norueguesa.

3.2.1 Dados estatísticos de colisões em plataformas

Conforme mencionado pelo relatório de colisões entre navios e instalações offshore do OGP [95], as embarcações que podem vir a colidir com plataformas offshore podem ser divididas em dois grupos:

1. Embarcações passantes: Tráfego de navios que não estão relacionados com a instalação offshore, incluindo os navios mercantes, as embarcações de pesca e também embarcações de apoio em rota para prestar serviços para outras instalações offshore. Estas últimas são bastante frequentes em regiões com grandes concentrações de unidades de produção offshore. Na Bacia de Campos existem regiões com um grande número de unidades de produção. A Bacia de Santos, que tem recebido as novas unidades da Petrobras, será uma região com considerável concentração de unidades.
2. Embarcações prestadoras de serviço: Embarcações que servem à unidade, petroleiros, embarcações de apoio e outras embarcações que frequentam a unidade para desempenhar algum trabalho.

O relatório cita que para embarcações passantes, o risco de uma colisão está totalmente relacionado ao tráfego marítimo na região. As embarcações prestadoras de serviços se referem às embarcações que estão trabalhando para atender às demandas da instalação offshore e, dessa forma, é menos dependente da região na qual a instalação se encontra. A frequência de colisões vai depender da duração das operações, do layout da instalação, das condições ambientais, e dos procedimentos regulamentais de aproximação.

A publicação da DNV [96] (*WOAD - Worldwide Offshore Accident Databank*) fornece informações sobre 465 acidentes de colisão que ocorreram ao redor do mundo entre os anos de 1970 e 2002.

O relatório da OGP [95] descreve que 326 destes acidentes ocorreram de 1980 a 2002 e alerta que a frequência de colisão está fortemente relacionada a uma localização específica, ou seja, não seria razoável utilizar estes dados para estimar frequências absolutas de colisão. Entretanto, informações importantes podem ser obtidas. O relatório descreve que 57 dos acidentes entre 1980 e 2002 estão relacionados a embarcações passantes e 189 relacionados às embarcações em serviço. Outro importante ponto foi o levantamento de 10 incidentes que estão relacionados às atividades de offloading. A Tabela 3.1 mostra os acidentes com as embarcações passantes e em serviço com uma classificação da gravidade do acidente.

Tabela 3.1: Acidentes com embarcações passantes e em serviço

Acidente	Embarcações passantes		Embarcações em serviço	
	Acidentes	%	Acidentes	%
Perda total	3	5%	1	0.5%
Severo	19	33%	16	8%
Significativo	8	14%	55	29%
Menor	10	18%	65	34%
Insignificante	17	30%	52	28%
Total	57	100%	189	100%

Onde:

- Perda total: Perda total da unidade, incluindo o ponto de vista da seguradora. Entretanto, a unidade pode ser reparada e voltar a operar.
- Dano severo: Dano severo em um ou mais módulos, médio a grande dano em elementos estruturais, dano em equipamento essencial.
- Dano significativo: Dano significativo em um módulo e uma área local da unidade. Dano menor em elemento estrutural, dano significativo em equipamento essencial.
- Dano menor: Dano menor em equipamento essencial; dano em equipamento não essencial; dano em elemento estrutural de menor importância.
- Dano insignificante: Insignificante ou sem danos.

Os números mostram que apesar da ocorrência de um menor número de acidentes com embarcações passantes, este tipo de acidente apresentou um número expressivo e, conforme esperado, com maior gravidade em relação aos danos.

O relatório da OGP [95] separou as colisões nos períodos de 1980-1989 e 1990-2002 conforme mostra a Tabela 3.2. Tanto para embarcações passantes, quanto para embarcações em serviço, observa-se, no período mais recente, uma redução considerável da frequência de acidentes. A redução foi de aproximadamente 60% para embarcações passantes e 50% para embarcações em serviço.

Tabela 3.2: Colisões separadas por período de tempo

Embarcações	Colisões		Exposição		Frequência de colisão	
	1980-1989	1990-2005	1980-1989	1990-2005	1980-1989	1990-2005
Passantes	33	24	56243	97627	5.9×10^{-4}	2.5×10^{-4}
Serviço	103	86			1.8×10^{-3}	8.8×10^{-4}

Essa separação por períodos de tempo demonstra a tendência de queda no número de colisões devido à atenção cada vez maior que é dada ao problema e à evolução de equipamentos, procedimentos e da regulamentação das operações de aproximação de embarcações de apoio.

Em outro trabalho realizado em 2001 pelo HSE [97], foi levantado um histórico de 557 acidentes de contato/colisões entre embarcações e instalações de óleo e gás na Bacia continental do Reino Unido. Este relatório engloba o período de 1º de janeiro de 1975 a 31 de outubro de 2001.

No trabalho do HSE [97] define-se um dano como moderado quando o reparo deva ser realizado em 6 meses ou mais e o dano como severo quando a integridade da instalação é afetada suficientemente para que o reparo deva ser realizado imediatamente ou em até um mês. O dano menor não afeta a integridade da instalação. O dano não especificado não foi reportado. A Tabela 3.3 mostra uma classificação de severidade quanto aos danos levantados.

Tabela 3.3: Classificação de severidade dos danos de colisão na região da bacia continental do Reino Unido (1975 – 2001) [97]

	Nenhum	Menor	Moderado	Severo	Não especificado	Não aplicável
Quantidade	93	322	69	17	55	1
%	16,7%	57,8%	12,4%	3,1%	9,9%	0,2%

Observa-se que 3,1% dos acidentes tiveram classificação de dano severo. O relatório também mostra que apenas 8 (1,43%) dos acidentes ocorreram com embarcações passantes e 353 (63,33%) dos acidentes foram ocasionados por embarcações de apoio. O cálculo da frequência média de colisões foi feito com base no tempo de experiência de operação das unidades. A frequência média acumulada considerando todas as plataformas é de 0,0987 incidentes por ano. Essa frequência indica um incidente para cada 10,14 instalações por ano.

O relatório separa os danos severos e moderados para definir uma frequência anual para os acidentes mais graves. Foi obtida uma probabilidade de 0,015 acidentes por plataforma pelo período de um ano. A Tabela 3.4 apresenta esses dados de frequência considerando cada tipo de plataforma.

Tabela 3.4: Frequência de acidentes de colisões na Bacia continental do Reino Unido
(1975 – 2001) [97]

Frequência de incidentes: 1975 à 31/10/2001		
	Todos acidentes/ano	Acidentes severos e moderados/ano
Todas	0,0987	0,0152
Instalações Fixas	0,0638	0,0095
Semissubmersíveis	0,2379	0,0487
Jack-up	0,1413	0,0054

Observa-se que as plataformas fixas apresentam a menor frequência de acidentes quando se comparada com as frequências obtidas para as outras plataformas. Em relação aos acidentes moderados ou severos, as plataformas semissubmersíveis apresentaram uma frequência cinco vezes maior que a frequência obtida para as plataformas fixas e nove vezes maior que as Jack-ups. O relatório não esclareceu o real motivo para a grande diferença, mas citou que movimento das semissubmersíveis poderia ser a principal causa.

Foi citado que a experiência no assunto indicava que os números finais de frequência estariam exagerados em relação aos números atuais. Estes números estão distorcidos pela grande frequência de acidentes nos primeiros anos do estudo. A Figura 3.3 mostra a evolução do número de acidentes com o passar dos anos. Observa-se que a frequência acumulada (vermelho) subiu a partir do início da contabilização, em 1975, e teve o seu pico em 1981, mas depois desta data apresentou uma queda praticamente constante até a data final de 2001. A incidência anual (amarelo), apesar de não ter caído em todos os anos, também apresentou uma clara tendência de queda, principalmente ao comparar os últimos anos com os primeiros.

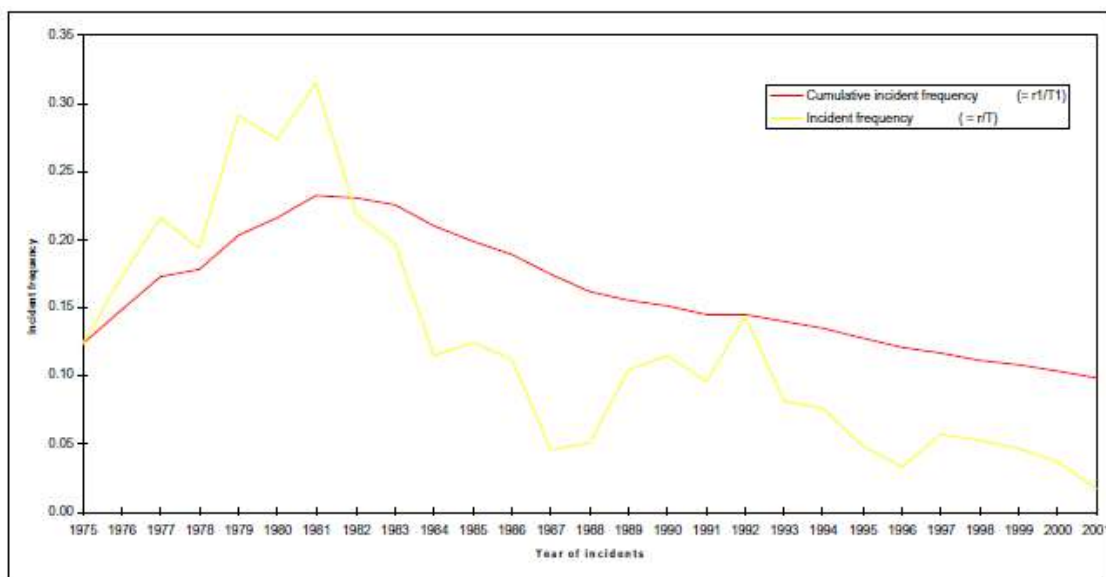


Figura 3.3: Frequências anuais e acumuladas de incidentes de colisão na Bacia continental do Reino Unido (1975 – 2001) [97]

Em 2001 o relatório já mostrava um aumento do uso de plataformas do tipo FPSO na Bacia continental do Reino Unido. Assim, foram expandidos e analisado os acidentes envolvendo FPSOs e FSUs. Apesar da ocorrência de apenas 10 acidentes com FPSOs e 1 com FPU, 3 destes ocorreram em operações de offloading, e o relatório destacou o potencial de dano em um cenário de colisão entre um FPSO e um navio aliviador. Nenhum dos danos foi considerado moderado ou severo.

As causas primárias dos acidentes envolvendo embarcações de atendimento estão relacionadas ao erro humano ou problemas mecânicos/equipamentos, enquanto para os acidentes com embarcações passantes, foi considerado como causa primária a falta de vigia de passagem. Considerando que as embarcações passantes são embarcações que não deveriam infringir a zona de segurança da plataforma e embarcações de atendimento são as embarcações que estão trabalhando nas proximidades da instalação.

A transferência de carga seguida pelo ato de aproximação da embarcação foram as atividades mais frequentes durante os acidentes. Para embarcações passantes, a localização geográfica apresentou influência.

3.2.2 Recentes colisões em plataformas

Números mais recentes são mostrados em diversas publicações. Segundo Kvitrud [98] ocorreram 115 colisões entre embarcações de atendimento e plataformas offshore na Bacia continental norueguesa entre 1982 e 2010, ou seja, uma média de 4 colisões por ano. No período de 2001 a 2010 ocorreram 26 colisões, mostrando uma queda da média para 2,6 colisões por ano para esta região. Entre os 26 acidentes, 6 tiveram um potencial de dano que excede a capacidade de energia que as plataformas são projetadas para suportar. Segundo Sandhaland e outros [99], as embarcações de atendimento incluem embarcações de apoio, embarcações de manuseio de âncoras, embarcações de espera e petroleiros. Dados históricos mostram que 98% das colisões em plataformas na Bacia continental norueguesa envolvem embarcações de atendimento. Este número, mostrado no trabalho de Sandhaland e outros, está de acordo com o valor de 1,43% de acidentes com embarcações passantes observados entre 1975 e 2001 na região da bacia continental do Reino Unido.

Em 2004, a embarcação de apoio offshore Far Symphony perdeu controle de navegação e colidiu com a plataforma semissubmersível de perfuração West Alpha no Mar do Norte. Saetre [100] descreveu o acidente em sua dissertação de mestrado. Devido a uma falha do comandante, a embarcação, que estava navegando com piloto automático, colidiu de proa em uma das colunas da plataforma com uma velocidade de 3,8 m/s. Consequentemente, no momento do impacto, a embarcação navegava com uma energia de 39 MJ, que está muito acima da energia de 14 MJ que é a máxima energia indicada pelas regras das sociedades classificadoras. A embarcação sofreu danos extensos na proa com 2,5 a 3,0 metros de profundidade, mas a plataforma sofreu danos menores. A Figura 3.4 mostra a embarcação e a plataforma. Após o acidente, a embarcação de apoio e a plataforma não perderam suas funcionalidades. Uma investigação sobre o acidente concluiu que o evento poderia ter atingido proporções catastróficas.



Figura 3.4: Plataforma West Alpha e a embarcação de apoio offshore Far Symphony após o acidente [100]

Segundo Saetre [100], outro grave acidente ocorreu em 2005. A embarcação de apoio Ocean Carrier seguia na direção da plataforma Ekofisk-P com a condição de neblina intensa quando colidiu com a plataforma. Devido a uma falha na comunicação interna, ninguém estava controlando a embarcação ao entrar na zona de exclusão de 500 metros. Quando perceberam que o navio estava em rota de colisão, já era tarde para evitar o impacto. A Ocean Carrier colidiu com a ponte que conecta a Ekofisk 2/4-P e a Ekofisk 2/4-T com uma velocidade de cerca de 3 m/s, e uma energia cinética de 20 MJ. O acidente ocasionou danos substanciais à ponte e à proa da embarcação [98].

The Petroleum Safety Authority Norway [101] elaborou um relatório de investigação do acidente de colisão entre a embarcação Big Orange XVIII com a unidade de injeção de água Ekofisk 2/4-W no Mar do Norte. Este acidente, ocorrido em 2009, causou danos severos tanto para a unidade quanto para a embarcação. Durante a navegação fora da zona de 500 metros, o capitão ativou o piloto automático enquanto estava atendendo uma ligação telefônica em outra sala. O piloto automático não estava desligando quando o capitão retornou para o comando e o navio continuava seguindo na direção pré-estabelecida até colidir com a plataforma [100]. A energia envolvida nesse impacto foi considerada severa. As consequências deste acidente poderiam ter sido catastróficas e envolver várias pessoas. O porte da embarcação e a velocidade no momento da colisão forneceram uma energia seis vezes maior que a energia na qual a

plataforma foi projetada [101]. A Figura 3.5 mostra o dano significativo que foi imposto à embarcação. A Figura 3.6 mostra a plataforma danificada.



Figura 3.5: Extenso dano na proa do Big Orange XVIII [77]



Figura 3.6: Danos na plataforma Ekofisk 2/4-W [101]

3.3 – Histórico de colisões em Plataformas no Brasil

Desde o início da exploração de petróleo offshore, os acidentes envolvendo colisões entre embarcações e plataformas são considerados como um cenário de grande risco. A partir da década de 1970, principalmente na Europa, muitos pesquisadores iniciaram estudos relacionados ao tema.

Na revisão bibliográfica, foi observado que no Brasil, maior atenção passou a ser dada ao tema entre o fim da década de 1990 e início dos anos 2000, com a publicação de três dissertações de mestrado que abordaram este tema, sendo todas desenvolvidas por engenheiros que trabalhavam na Petrobras. A preocupação estava voltada para colisões de embarcações em colunas de plataformas semissubmersíveis.

Segundo Silva [102], o histórico de acidentes na Bacia de Campos, envolvendo colisões de embarcações de apoio em pernas de plataformas flutuantes, teve início no ano de 1996 no campo de Marlim, com o abalroamento da Plataforma P-20 por uma embarcação de apoio. Em sua dissertação de mestrado de 2001, ele descreveu que a partir deste evento, ocorreram outros acidentes envolvendo um total de oito plataformas com uma ocorrência média de duas colisões por ano. Quase todos os acidentes resultaram na ocorrência de danos leves nas pernas de plataformas semissubmersíveis.

João [103], em 1999, descreveu que as colisões, em sua grande maioria, ocorriam devido às operações malsucedidas de carregamento ou descarregamento, com estado de mar adverso, quando as embarcações de apoio tentam manter posição próxima às colunas, para permitir o alcance das lanças dos guindastes das plataformas. Para diminuir o número de acidentes e suas consequências danosas, optou-se pelo afretamento de embarcações com sofisticados dispositivos de manobra, pintura de faixas de identificação "zebradas" e instalação de defensas nas colunas. Ele mencionou que embora não houvesse uma estatística oficial de colisões na Bacia de Campos, havia sido registrada uma ocorrência média de pelo menos três colisões por ano. Felizmente, os danos, em decorrência da indentação, na maioria das colisões, haviam sido pouco severos, devido às baixas velocidades e pequeno porte das embarcações de apoio marítimo, com profundidade máxima da avaria variando de 10 a 15 vezes a espessura (t) da coluna.

Madalena [104], em 2001, afirmou que nos 5 anos antecedentes a sua tese, ocorreu pelo menos uma avaria severa por ano nas unidades operadas pela Petrobras.

Os trabalhos de Silva [102], João [103] e Madalena [104] mostram números diferentes em relação ao número anual de colisões entre embarcações e plataformas da Petrobras. Silva [102] cita uma média de duas colisões anuais e a ocorrência de apenas uma colisão severa, enquanto Madalena [104] relata uma avaria severa por ano. João [103] cita três colisões anuais e afirma que não existia uma estatística oficial para as colisões na Bacia de Campos. Estas diferenças observadas para os números colisões, que foram citadas em três dissertações de mestrado, publicadas em um período de apenas três anos, mostra que não existia um tratamento adequado para o registro dos acidentes.

Segundo Silva [102], o procedimento de aproximação de embarcações de apoio utilizado pelos comandantes na Bacia de Campos para operações com os FPSOs, podia ser dividido em três etapas ou condições operacionais:

1. Condição de Navegação - aproximação do barco de apoio, aproado na direção do FPSO, a uma velocidade média de 8 nós até uma distância de 200 m.
2. Condição de Manobra - utilizando os thrusters laterais, é feita a aproximação de bordo do barco de apoio, aproado na direção da proa ou popa do FPSO em função das variáveis ambientais resultantes (ondas, vento e correnteza), a uma velocidade entre 1 e 2 nós até uma distância de 3 a 4 m.
3. Condição de Carga e Descarga - mantida a condição de aproamento anterior, a embarcação de apoio é mantida a uma distância de 3 a 4 m do costado do FPSO.

Nolau Neto [105], em 2003, foi outro empregado da Petrobras a desenvolver uma dissertação de mestrado na área de colisões em plataformas. Neste trabalho foi proposto um sistema de proteção contra as colisões para a proteção do costado de FPSOs.

Há poucos registros de graves colisões entre embarcações de apoio e plataformas na costa brasileira, mas alguns dos acidentes mostram o potencial catastrófico de um evento deste tipo. Como exemplo, podemos citar o acidente ocorrido em 1999, quando o rebocador Astro Parati colidiu na plataforma semissubmersível P-13 [61]. A Figura 3.7 mostra a coluna da plataforma após a colisão da embarcação. O dano sofrido foi

considerado muito severo, pois afetou 1/3 do perímetro da coluna, além disso, três anéis internos foram fortemente danificados. A consequência deste acidente gerou uma recomendação técnica inicial de desmobilização da unidade, mas, estudos adicionais e a velocidade de atuação no reparo, evitaram a parada de operação da unidade.



Figura 3.7: Dano estrutural severo causado pela colisão de um rebocador na coluna de uma plataforma semissubmersível P-13 [61]

No mesmo ano de 1999, ocorreu outro acidente de colisão com uma unidade semissubmersível. A embarcação A.H. Paraggi, que não estava executando serviço e também não forneceu sinal de aproximação, colidiu com a coluna da P-27. Consta que o comandante do navio, disse em seu depoimento que ele mesmo estava de serviço no passadiço na hora da colisão, mas que por um momento havia descido para ir ao banheiro. Estava seguro disso porque, segundo seus cálculos, o navio passaria aproximadamente 200 metros da P-27, mas logo que desceu, houve a colisão. Portanto, assumiu a culpa pelo acidente. A coluna de proa a bombordo foi o primeiro ponto impactado pela embarcação e perfurada na região com uma extensão de aproximadamente 5.0 metros de largura e 2.5

metros de altura. A deformação e ruptura da coluna externa atingiu a coluna interna ocasionando uma massa de aproximadamente 3.0 metros de largura, 2.5 metros de altura e 0.3 metros de profundidade. A Figura 3.8 mostra o dano estrutural causado pelo acidente.



Figura 3.8: Plataforma P-27 após sofrer colisão da embarcação A. H. Paraggi

Após atingir a coluna, a embarcação deu máquina à ré tentando se afastar da plataforma, mas, nessa manobra, a popa da embarcação acabou atingindo o blister de outra coluna, causando ruptura do chapeamento. Essa ruptura ocorreu na altura do nível de calado da plataforma ocasionando o ingresso de água e um pequeno adernamento da plataforma. Os reparos e reforços foram rapidamente efetuados, com a unidade na locação e em operação, sendo que previamente foram instalados "coferdams" para proteger as aberturas nas colunas quanto ao ingresso de água do mar. O pronto atendimento e uma

atuação rápida dos engenheiros e técnicos da Petrobras evitou a parada de operação da unidade.

Em 2001, uma colisão gerou um rasgo no costado do FPSO II. Neste caso, como a plataforma apresentava costado simples, poderia ter havido um vazamento de óleo no mar, caso o tanque estivesse carregado. A Figura 3.9 mostra o dano no costado da plataforma.



Figura 3.9: Rasgo no costado do FPSO P-II após a colisão de uma embarcação

Em dezembro de 2011, uma embarcação de apoio colidiu no costado de um FPSO em operação na Bacia de Campos. O acidente gerou uma moxa de aproximadamente 3200 mm x 1000 mm e uma profundidade variando de 100 a 130 mm. A Figura 3.10 mostra a moxa gerada no costado do FPSO [61].



Figura 3.10: Mossa gerada por colisão de embarcação de apoio no costado de uma plataforma do tipo FPSO [61]

Saraiva [106], em 2005, foi mais um engenheiro que trabalhava na Petrobras a dissertar em seu mestrado sobre o tema de colisões em plataformas. Ele mencionou que no caso particular da Petrobras, não existiam procedimentos definidos, ou padrões escritos que regessem a aproximação das embarcações de apoio às suas plataformas. Ele também relatou que as tripulações das embarcações de apoio obedeciam aos procedimentos de cada companhia em particular. Questões relativas à velocidade de aproximação, ou à distância que as embarcações devem permanecer das plataformas, enquanto tem prosseguimento as operações de carga e descarga, eram variáveis.

Atualmente existem controles mais rígidos nas operações entre embarcações de apoio e unidades offshore. Cada operadora possui as suas restrições e existem padrões internacionais. Na Petrobras não é diferente, a empresa evoluiu muito nesse sentido e conta, desde 2010, com um manual para operações entre embarcações de apoio marítimo e unidades marítimas [107]. Observamos que os acidentes moderados e graves reduziram bastante desde a implantação deste manual.

3.3.1 Operações com embarcações de apoio na Petrobras

Para avaliar uma operação com embarcação de apoio e analisar a probabilidade de uma colisão, existe uma definição essencial que está relacionada ao conceito de bordo favorável e bordo desfavorável da unidade marítima. O bordo é definido de acordo com

a resultante ambiental (ação de correnteza, vento, onda e swell) que atua na embarcação, sendo o bordo desfavorável quando a resultante faz a embarcação de apoio ir de encontro à plataforma, conforme mostra a Figura 3.11. Analogamente, o bordo será favorável quando a resultante afastar a embarcação de apoio da plataforma. Este conceito está relacionado principalmente ao caso de falha no sistema de posicionamento dinâmico, o qual faria a embarcação se chocar com a plataforma no caso de estar no bordo desfavorável.

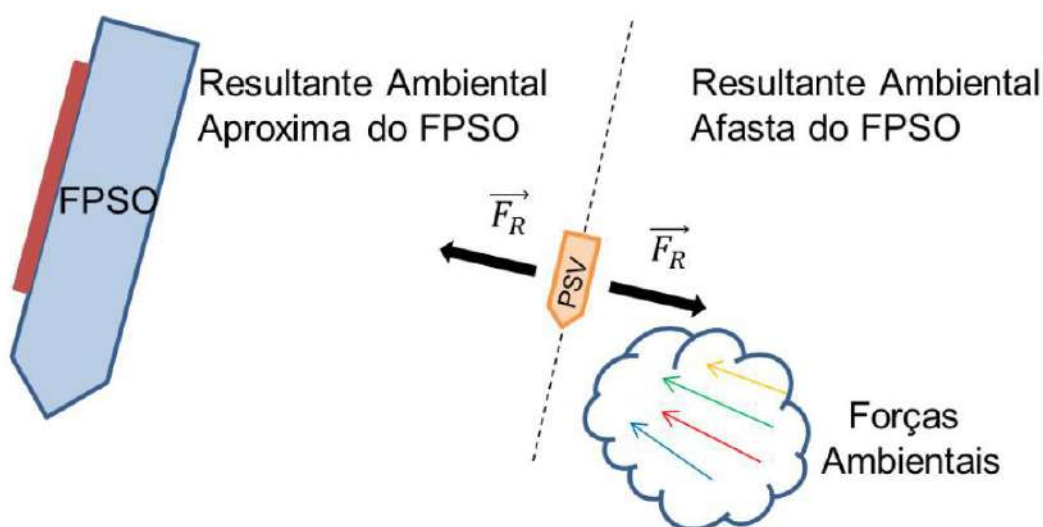


Figura 3.11: Conceito de bordo favorável e desfavorável

Assim, de acordo com o bordo que a embarcação de apoio esteja operando, os limites ambientais permitidos são mais conservadores para o bordo desfavorável, e vice-versa.

A Petrobras adota procedimentos rígidos que regulamentam a atividade de operações de aproximações com embarcações de apoio conforme o Manual para operações entre embarcações de apoio e unidades marítimas [107]. Uma importante regra define que as embarcações de apoio em trânsito não deverão, em hipótese alguma, se aproximar das plataformas a menos de 500 metros.

Na operação com a instalação, a embarcação de apoio deverá ser manobrada até uma posição segura, nas adjacências do local onde será realizada a transferência de carga, pelo menos a 50 metros de distância da unidade, posicionada de tal forma que, se houver

uma falha da propulsão, a embarcação não se mova na direção da unidade. A velocidade na aproximação final deverá ser menor que 0,5 nós. Essa velocidade de aproximação é significativamente menor que as velocidades de 1 a 2 nós citadas por Silva em 2001 [102]. No manual para operações entre embarcações de apoio marítimo e unidades da Petrobras existem três situações para operação de aproximação pelo bordo favorável:

- Verde: O Oficial de Náutica de serviço da embarcação de apoio, o Gerente da Plataforma e o Operador do guindaste deverão avaliar as condições ambientais e as previsões meteorológicas. Caso um deles julgue que as operações devam ser suspensas, ou não iniciadas, deverá fazê-lo e a embarcação de apoio deve comunicar o fato à gerência competente de programação de logística na Petrobras.
- Amarela: As condições ambientais deverão ser continuamente monitoradas. As operações somente poderão ser realizadas ou continuadas se houver pleno entendimento entre o Oficial de Náutica de serviço da embarcação de apoio, o Gerente da Plataforma e o Operador do guindaste a respeito da segurança da operação. Caso um deles julgue que as operações devam ser suspensas, ou não iniciadas, deverá fazê-lo e comunicar o fato à gerência competente de programação de logística na Petrobras.
- Vermelha: A operação deverá ser interrompida ou não iniciada.

Para o bordo desfavorável não existe situação verde, apenas a amarela e vermelha:

- Amarela: O Oficial de Náutica de serviço da embarcação de apoio deverá informar à gerência de Apoio Marítimo (Programação) sobre a impossibilidade de operação no bordo favorável e a análise de risco deve ser ainda mais apurada levando em consideração esta condição adversa. As condições ambientais deverão ser continuamente monitoradas. As operações somente poderão ser realizadas ou continuadas se houver pleno entendimento entre o Oficial de Náutica de serviço da embarcação de apoio, o Gerente da Plataforma e o Operador do guindaste a respeito da segurança da operação. Caso um deles julgue que as operações devam

ser suspensas, ou não iniciadas, deverá fazê-lo e comunicar o fato à gerencia de Apoio Marítimo (Programação).

- Vermelha: Esta condição ocorre quando a condição ambiental apresenta ventos acima de 25 nós ou ondas acima de 3 metros. A operação deverá ser interrompida ou não iniciada.

Os valores de cada situação são apresentados na Tabela 3.5, conforme o Manual de operações de embarcações de apoio marítimo [107].

Tabela 3.5: Limites operacionais das embarcações de apoio

Situação	Bordo Favorável			Bordo Desfavorável		
	Vento (nós)	Onda – hs (m)	Sistema DP	Vento (nós)	Onda – hs (m)	Sistema DP
Verde	20	2		-	-	
Amarelo	32	4	50%	25	3	50%
Vermelho	>32	>4		>25	>3	

Caso o bordo indicado pela unidade não seja o favorável, a embarcação de apoio deverá consultar a possibilidade da mudança de bordo de operação e caso não seja possível mudar, solicitar à plataforma o motivo para que seja registrado. O Comandante da embarcação de apoio deverá informar à gerencia de Apoio Marítimo sobre a impossibilidade de operação no bordo favorável e aguardar decisão caso haja condições seguras para começar a operação no bordo desfavorável; a análise de risco deve ser ainda mais apurada levando em consideração esta condição adversa. A decisão final sobre operar ou não pelo bordo desfavorável é prerrogativa do Comandante da embarcação de apoio.

3.3.2 Diferença nas operações de FPSOs e Jaquetas

Existe uma grande diferença nas operações entre embarcações de apoio e plataformas. Os FPSOs mais novos apresentam uma característica de realizar transferências de carga apenas por um bordo da unidade. A Figura 3.12 mostra a operação de aproximação entre uma embarcação de apoio e uma plataforma do tipo FPSO. Observa-se que devido a presença do balcão de riser a boreste, só existe um bordo, o de

bombordo, para a aproximação de embarcações de apoio. Dessa forma, a opção de escolha de operar na condição ambiental favorável não está disponível, ou seja, a probabilidade de ocorrer operações com condições ambientais desfavoráveis é maior para uma plataforma do tipo FPSO. Neste caso, estudos das condições ambientais geralmente deixam o bordo com maior frequência de condições favoráveis para ser o bordo de trabalho com embarcações de apoio. Deve ser mencionado que os FPSOs mais antigos, que foram convertidos de navios petroleiros, podem realizar transferências de carga por ambos os bordos, pois possuem guindastes em ambos os bordos da unidade. O autor desaprova as operações com embarcações de apoio em bordo de balcão de risers.

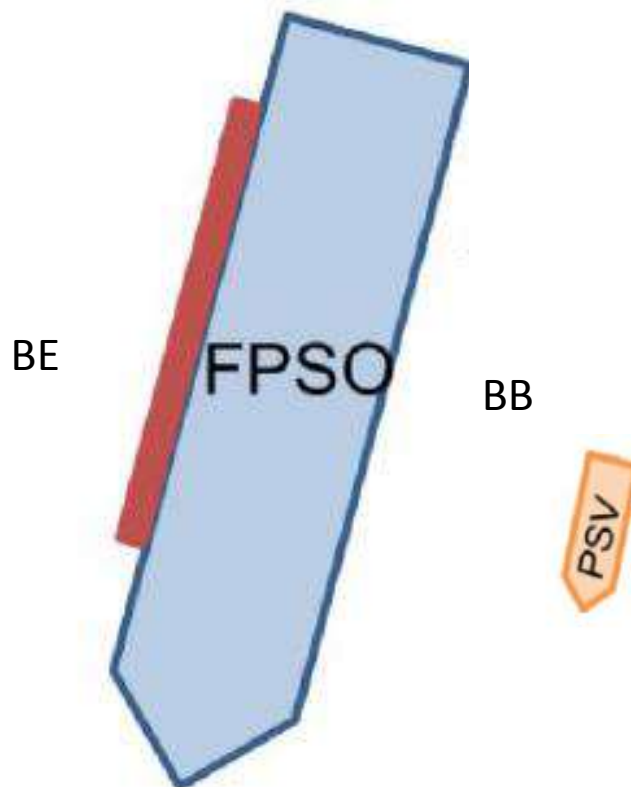


Figura 3.12: Operação de embarcação de apoio com os novos FPSOs

As plataformas fixas do tipo Jaqueta geralmente possuem guindastes em duas faces. A Figura 3.13 ilustra as possibilidades de operações com embarcações de apoio em duas faces de uma unidade fixa. Essa facilidade permite a escolha da face mais apropriada para operações e o bordo favorável pode ser adotado em grande parte das operações.

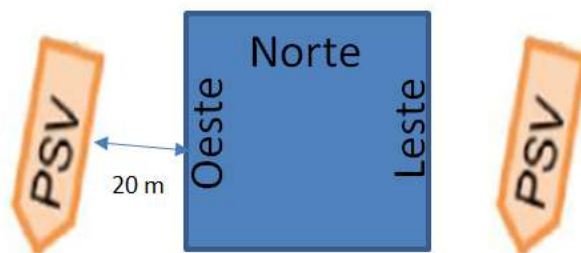


Figura 3.13: Operação de embarcação de apoio com uma unidade fixa

3.4 – Colisões de embarcações de apoio em plataformas da Petrobras no período de 2005 a 2015

Foi realizado um levantamento dos acidentes de colisões de embarcações de apoio em plataformas que ocorreram no período de 2005 e 2015. Na Petrobras existe uma sistemática de registro dos acidentes envolvendo colisões de embarcações de apoio, incluindo os eventos de colisões que não estão relacionados às plataformas offshore.

Considerando as plataformas de produção e as sondas de perfuração, foram registrados 166 eventos de colisões entre os anos de 2005 e 2015. A Tabela 3.6 mostra a distribuição dos acidentes pelo tipo de plataforma.

Tabela 3.6: Colisões entre embarcações de apoio e plataformas operando pela Petrobras

Plataformas	Colisões	%
Sondas	94	56,6%
FPSOs	31	18,7%
Semis	25	15,1%
Fixas	14	8,4%
Auto elevatórias	2	1,2%
Total	166	100,0%

Observa-se que a ocorrência de colisões em Sondas foi mais comum que a soma das colisões com todas as outras unidades. É importante observar o baixo número de colisões em plataformas fixas quando comparado ao número de colisões em plataformas semissubmersíveis e FPSOs, mesmo com um número muito superior de unidades fixas em operação. Este número está em acordo com as estatísticas observadas em trabalhos internacionais.

As semissubmersíveis também possuem guindastes em duas posições opostas e, assim, também poderiam realizar operações com embarcações de apoio em bordo favorável. O relatório do HSE também observou na região da bacia continental do Reino Unido uma taxa maior de acidentes de colisões com semissubmersíveis quando comparado com as plataformas fixas, mas não teve uma explicação consistente para este fato, e descreveu um possível motivo devido aos movimentos das semissubmersíveis enquanto não existem movimentos nas plataformas fixas.

A Figura 3.14 mostra a evolução do número de colisões através dos anos. Observa-se uma diferença muito grande entre os anos de 2007 (27 colisões) com o ano de 2009 (10 colisões). Também podemos concluir que desde 2010, ano de introdução do manual de operações entre embarcações de apoio e unidades, ocorreu uma queda constante do número de colisões até 2014. Observa-se apenas um pequeno acréscimo em 2015 na comparação com o ano de 2014, mas o número de colisões é menor que praticamente todos os outros anos computados. Deve ser mencionado que o número de sondas em operação pode causar impressões erradas neste histórico. Em 2014 a quantidade média de sondas perfurando novos poços em terra e no mar foi de 119 unidades.

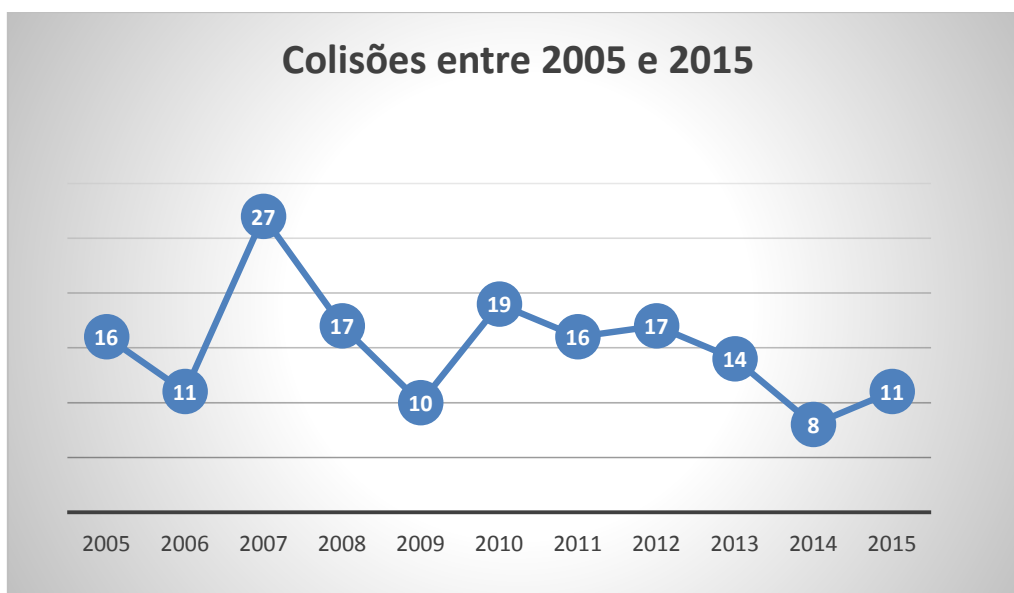


Figura 3.14: Colisões entre embarcações de apoio e plataformas (Petrobras - incluindo sondas próprias e afretadas) entre 2005 e 2015

Para as principais plataformas de produção em operação na costa brasileira, o cenário fica reduzido às plataformas de produção fixas, semissubmersíveis e do tipo FPSO. Como a maior quantidade de colisões ocorreram com sondas, o número de acidentes é reduzido para 70 colisões, conforme mostra a Tabela 3.7. A Figura 3.15 mostra a evolução pelos anos com um comportamento similar ao cenário que inclui as sondas. O número de sondas em operação depende da campanha exploratória da empresa em cada ano, mas as plataformas de produção tiveram ao longo dos anos um acréscimo constante no número de unidades em operação. Isso confirma que a taxa de colisões vem diminuindo ao longo dos anos.

Tabela 3.7: Colisões entre embarcações de apoio e plataformas de produção (Petrobras) entre 2005 e 2015

Plataformas	Colisões	%
FPSOs	31	44,29%
Semis	25	35,71%
Fixas	14	20,00%
Total	70	100,0%

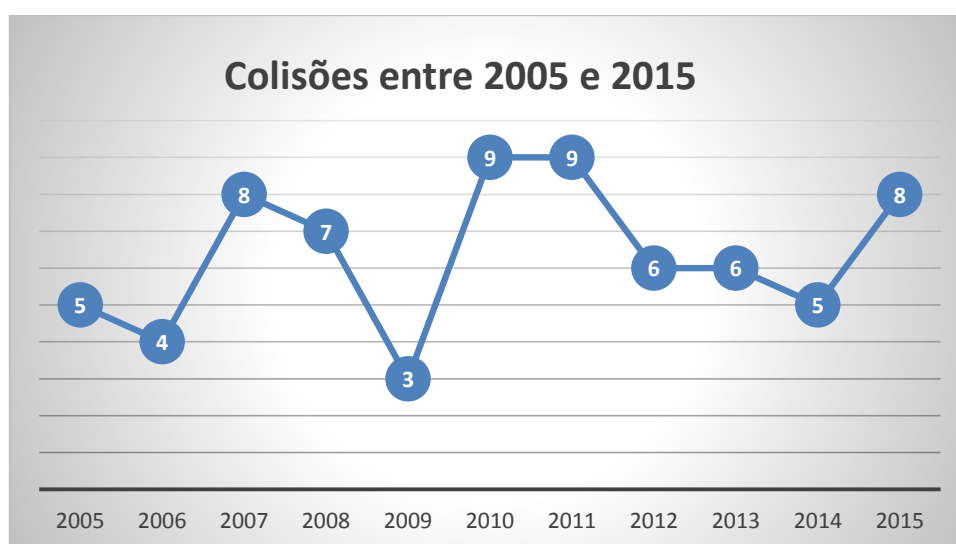


Figura 3.15: Colisões entre embarcações de apoio e plataformas de produção (Petrobras) entre 2005 e 2015

As Tabelas 3.8 e 3.9 mostram, entre 2005 e 2015, uma quantidade aproximada de anos de experiência em operação das unidades do tipo FPSO e Jaqueta (fixa) que são as plataformas de produção mais utilizadas na costa brasileira.

Tabela 3.8: Experiência de operações com FPSOs (2005 a 2015)

Ano	Experiência Anual	Experiência Acumulada
2005	12,9	12,9
2006	14,0	26,9
2007	15,7	42,6
2008	20,1	62,7
2009	23,0	85,7
2010	26,4	112,1
2011	29,0	141,1
2012	28,5	169,6
2013	29,4	199,0
2014	31,9	230,9
2015	33,4	264,3

Tabela 3.9: Experiência de operações com unidades Fixas (2005 a 2015)

Ano	Experiência Anual	Experiência Acumulada
2005	79,0	79,0
2006	79,8	158,8
2007	80,0	238,8
2008	80,7	319,5
2009	81,0	400,5
2010	81,0	481,5
2011	81,3	562,8
2012	82,0	644,8
2013	82,0	726,8
2014	82,0	808,8
2015	82,0	890,8

3.4.1 FPSOs

No período de 11 anos que foram coletadas as colisões com embarcações de apoio, dentre as plataformas de produção, o FPSO aparece como tipo de unidade mais propensa à acidentes com colisões, com 44,29% das colisões de embarcações de apoio ocorridas em unidades de produção da Petrobras. A Figura 3.16 mostra as colisões de embarcações de apoio em FPSOs entre 2005 e 2015. Observa-se uma grande variabilidade do número de colisões por ano, mas deve ser mencionado que em 2005 a empresa contava com 12 unidades do tipo FPSO e em 2015 o número é aproximadamente 3 vezes maior. A Tabela 3.10 mostra a frequência de colisões de embarcações de apoio em plataformas do tipo FPSO que operam na Petrobras. Observa-se a tendência de redução na frequência de colisões de embarcações de apoio em FPSOs e uma frequência acumulada de 0,12, ou seja, para cada 8,3 plataformas haveria uma colisão por ano. Deve ser mencionado que nenhuma das 31 colisões se enquadram no nível de gravidade severo ou mesmo moderado. Todos os acidentes causaram apenas danos leves nas unidades.

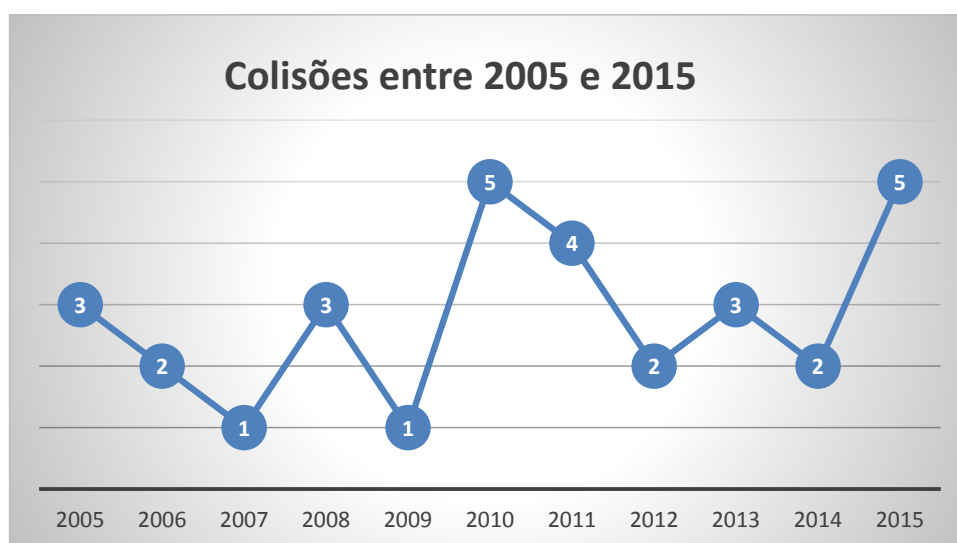


Figura 3.16: Colisões de embarcações de apoio em plataformas do tipo FPSO na Petrobras (por ano)

Tabela 3.10: Frequência de colisões de embarcações de apoio em plataformas do tipo FPSO que operam na Petrobras (por ano)

Ano	Frequência Anual	Frequência Acumulada
2005	0,23	0,23
2006	0,14	0,19
2007	0,06	0,14
2008	0,15	0,14
2009	0,04	0,12
2010	0,19	0,13
2011	0,14	0,13
2012	0,07	0,12
2013	0,10	0,12
2014	0,06	0,11
2015	0,15	0,12

3.4.2 Unidades fixas

Considerando o período de 11 anos (2005 a 2015) de operações entre embarcações de apoio e plataformas fixas na Petrobras, ocorreram 14 colisões. A Figura 3.17 mostra a distribuição dessas 14 colisões através dos anos. Taxa de frequência dos acidentes está baseada na quantidade de operações com embarcações de apoio pode ser calculada. Existem algumas particularidades de cada plataforma fixa, como, por exemplo, plataformas desabitadas que recebem um número reduzido de operações e plataformas que além de receber carga, recebem os trabalhadores por transporte marítimo e dessa forma, o número de operações aumenta significativamente. A Tabela 3.11 mostra as frequências de colisão anuais e acumuladas durante os anos de pesquisa. Observa-se uma taxa significativamente mais baixa quando comparada com as plataformas do tipo FPSO e a taxa anual se manteve constante nos últimos 4 anos.

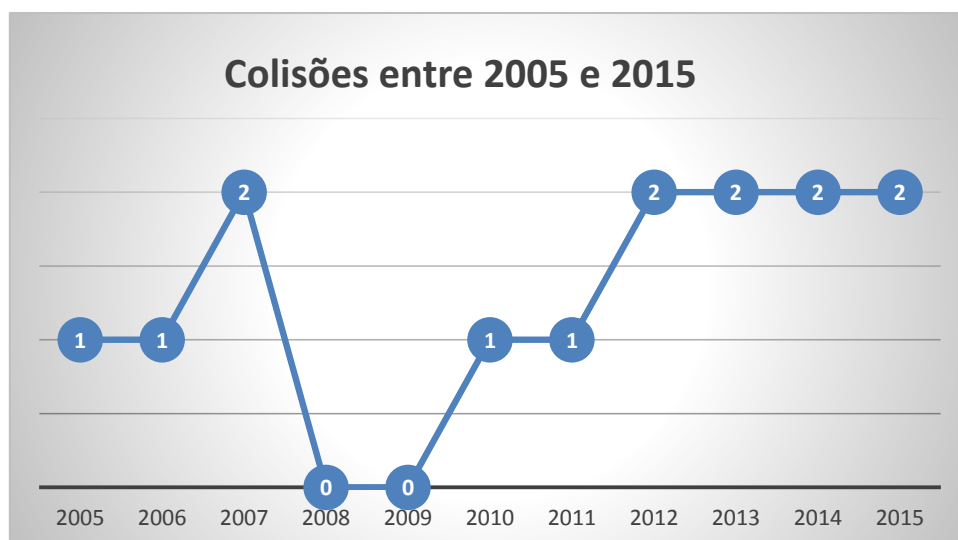


Figura 3.17: Colisões de embarcações de apoio em plataformas fixas da Petrobras (por ano)

Tabela 3.11: Frequência de colisões de embarcações de apoio em plataformas do tipo FPSO que operam na Petrobras (por ano)

Ano	Frequência Anual	Frequência Acumulada
2005	0,013	0,013
2006	0,013	0,013
2007	0,025	0,017
2008	0,000	0,013
2009	0,000	0,010
2010	0,012	0,010
2011	0,012	0,011
2012	0,024	0,012
2013	0,024	0,014
2014	0,024	0,015
2015	0,024	0,016

Capítulo 4

Resistência última de placas com mossas

Para se conhecer o efeito de um dano por moessa na capacidade de resistência última de uma estrutura oceânica, é necessário entender a característica redução de resistência de elementos estruturais como placas e painéis enrijecidos. O objetivo principal deste capítulo é avaliar a perda de resistência de placas de aço, típicas de navios, devido à presença de mossas. O capítulo avalia os principais parâmetros da análise incluindo a relação de influência entre as tensões residuais e imperfeições geométricas na resistência última de placas com mossas. Adicionalmente, o capítulo apresenta uma equação de previsão da redução da resistência última de placas danificadas por mossas e em carregamento compressivo.

4.1 – Resistência última de placas considerando imperfeições de fabricação

Um modelo numérico tridimensional foi desenvolvido através do método dos elementos finitos. As análises numéricas foram realizadas com o programa de elementos finitos ABAQUS [108], considerando as não linearidades geométricas e de material. Os modelos foram desenvolvidos utilizando o elemento de casca de quatro nós S4R, capaz de analisar cascas finas e espessas, incorporando deformações de membrana finitas e grandes rotações. Para a solução das equações de equilíbrio não lineares, foi adotado o método de Newton Raphson que está disponível no programa de elementos finitos. Esta escolha se deve, principalmente, pela taxa de convergência obtida por este método em comparação com as taxas de convergência exibidas por métodos alternativos para os tipos de problemas não lineares mais comuns estudados com o ABAQUS.

Dez diferentes placas, baseadas em dimensões encontradas em navios e plataformas, foram utilizadas nas análises de resistência última. A Tabela 4.1 apresenta as características geométricas das placas estudadas, que foram classificadas de um a dez seguindo a ordem decrescente da magnitude do coeficiente de esbeltez. As placas 2 e 5 foram utilizadas para comparar com os resultados de Zhang e Khan [47]. Dessa forma, estas placas foram simuladas com as mesmas dimensões, parâmetros de material e imperfeições geométricas adotadas na publicação. A Figura 4.1 mostra a placa 1 e o sistema de coordenadas adotado nas análises.

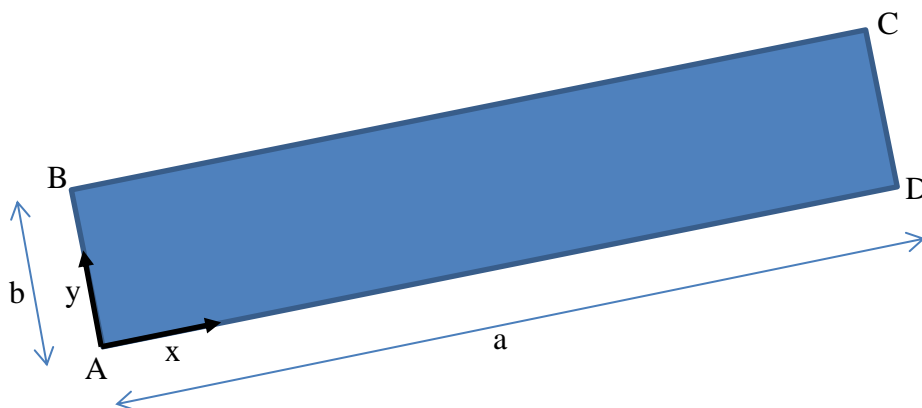


Figura 4.1: Placa 1 e seu sistema de coordenadas

Tabela 4.1: Características geométricas das placas estudadas

Placa	β	a (mm)	b (mm)	t (mm)
Placa 1	2,41	5300	850	13
Placa 2	2,15	4300	815	14,8
Placa 3	1,98	5300	700	13
Placa 4	1,96	5300	850	16
Placa 5	1,90	4300	815	16,8
Placa 6	1,65	5300	850	19
Placa 7	1,61	5300	700	16
Placa 8	1,42	5300	850	22
Placa 9	1,36	5300	700	19
Placa 10	1,24	5300	700	22

4.1.1 Imperfeições geométricas de fabricação

Conforme explicado na seção 2.3 do capítulo 2, modo e amplitude das imperfeições geométricas afetam a resistência última de placas e painéis enrijecidos e, portanto, devem ser considerados em uma análise de resistência última de placas com carregamento compressivo. A equação 2.9 que molda a forma de distribuição das imperfeições foi adotada para inserir imperfeições geométricas nas placas em estudo. Como modo de distribuição das imperfeições geométricas foi adotado uma meia onda na direção transversal da placa e seis semi-ondas na direção longitudinal, conforme mostra a Figura 4.2. Para as placas 2 e 5, seguindo Zhang e Khan [47], foi utilizado 5 semi-ondas na direção longitudinal. Para a amplitude máxima de imperfeição geométrica considera-se a magnitude limite permitida pela DNV [39] que segue a relação $b/200$. Zhang e Khan [47] também consideraram essa amplitude.

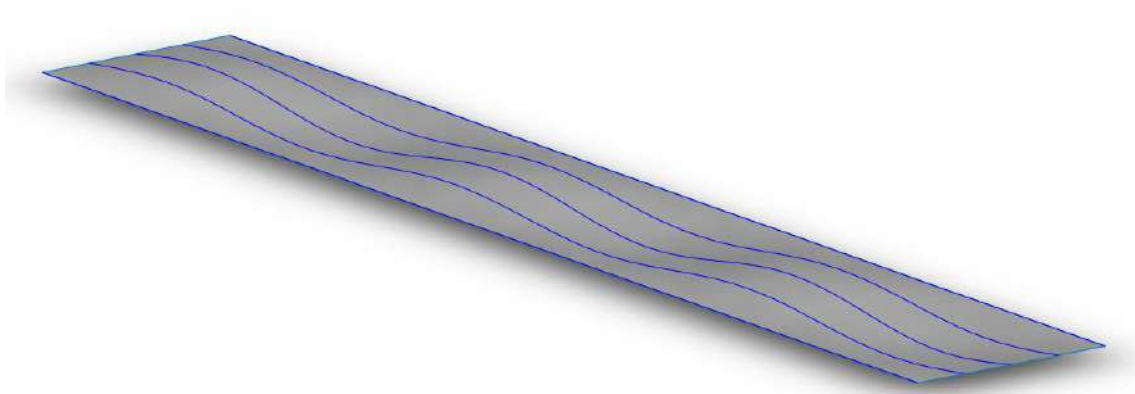


Figura 4.2: Forma de distribuição das imperfeições geométricas ($m = 6$)

O material empregado nas simulações numéricas segue as propriedades do aço de grau ASTM AH32 que possui uma tensão de escoamento de 315 N/mm^2 . Foi realizado um teste de tração uniaxial do material para gerar a curva completa de tensão por deformação. No teste, o valor de 282 N/mm^2 foi obtido para a tensão de escoamento. A curva tensão-deformação que caracteriza o material é inserida diretamente ao programa de elementos finitos, ABAQUS, na forma de tensão verdadeira versus deformação plástica logarítmica, como requerido pelo programa, bem como o módulo de elasticidade de 207860 MPa e o coeficiente de Poisson de $0,3$. Para fornecer os dados da curva completa de material ao programa de elementos finitos é necessário que a curva seja transformada em curva de tensão verdadeira por deformação plástica logarítmica. As seguintes equações de transformação foram utilizadas:

$$\sigma_v = \sigma(\varepsilon + 1) \quad (4.1)$$

$$\varepsilon_v = \ln(\varepsilon + 1) - \frac{\sigma_v}{E} \quad (4.2)$$

Onde:

σ - tensão de engenharia

σ_v - tensão verdadeira

ε - deformação de engenharia

ε_v - deformação plástica logarítmica

E - módulo de elasticidade

A Figura 4.3 mostra a curva completa de tensão verdadeira por deformação plástica logarítmica obtida para o aço ASTM AH32 e utilizada nas análises.

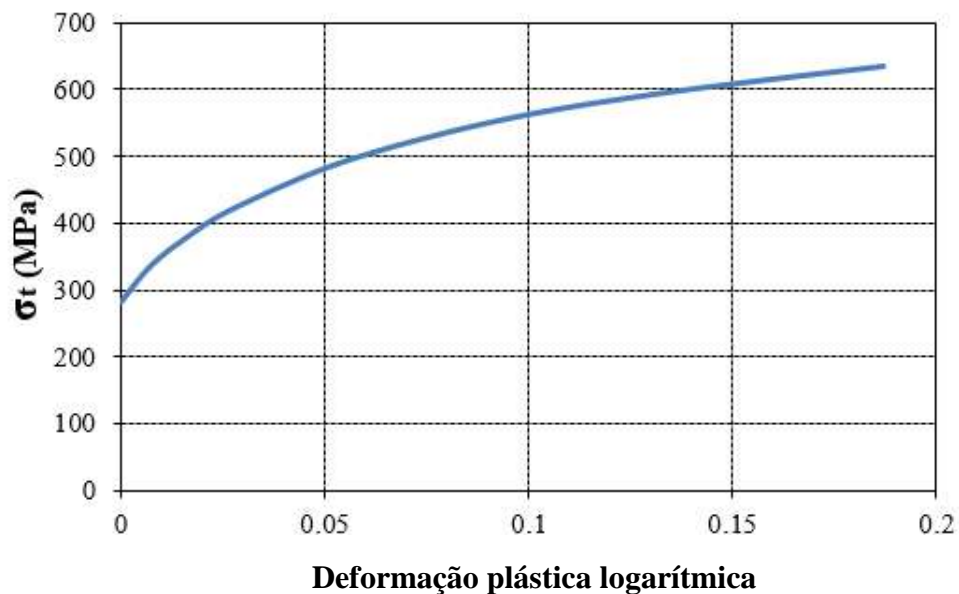


Figura 4.3: Curva de tensão verdadeira versus deformação plástica logarítmica obtida para o aço ASTM AH32

Para as placas 2 e 5, seguindo Zhang e Khan [47], foi utilizado um material perfeitamente plástico, com tensão de escoamento de 315 MPa e módulo de elasticidade de 205800 MPa.

Como forma de carregamento compressivo aplica-se deslocamentos prescritos de 15 mm na direção longitudinal da placa no bordo AB (Figura 4.1). Nos bordos longitudinais adota-se a condição de contorno de apoio. As condições de contorno são mostradas na Tabela 4.2:

Tabela 4.2: Condições de contorno da placa (livre = 1 e fixa = 0)

	AB	CD	BC e AD
Deslocamento em x	15 mm	0	1
Deslocamento em y	1	1	0
Deslocamento em z	0	0	0
Rotação em x	0	0	1
Rotação em y	1	1	0
Rotação em z	0	0	0

A malha utilizada nos modelos utiliza elementos com comprimento longitudinal e transversal de aproximadamente 40 mm. Este tamanho de elemento gera resultados satisfatórios para capturar a simulação de impacto na placa.

As placas 2 e 5 foram utilizadas para realizar uma verificação da qualidade do modelo. Uma análise de resistência última de placas realizada por Zhang e Khan [47] considerou essas duas placas. A Tabela 4.3 mostra a comparação dos resultados obtidos para a resistência última compressiva da placa com o modelo desenvolvido nesta tese, os resultados de Zhang e Khan e da equação 2.8 de Faulkner [22]:

Tabela 4.3: Comparação de resultados de resistência última

Placa	Modelo (1)	Zhang (2)	Equação de Faulkner (3)	% 1/2	% 1/3
Placa 2	0,743	0,712	0,713	4,2%	4,1%
Placa 5	0,787	0,779	0,776	1,0%	1,4%

A diferença de 1% no resultado para a placa 5 e de 4% para a placa 2 tanto para o modelo de Zhang e Khan quanto para a equação de Faulkner [22] mostra a eficácia do modelo desenvolvido. Simulações numéricas com diferenças de até 5% são consideradas bastante satisfatórias [47]. A Tabela 4.4 mostra os resultados de resistência última para as dez placas analisadas. Observa-se que os resultados numéricos apresentam uma boa correlação com a equação de Faulkner, principalmente, para os menores coeficientes de esbeltez. Praticamente todas as placas analisadas apresentam o coeficiente de esbeltez na faixa considerada intermediária ($1 < \beta < 2.4$), e dessa forma, a tensão crítica de flambagem elástica está em uma faixa de valores similar a tensão de escoamento do material. Neste caso, as imperfeições de fabricação assumem significativa influência na

resistência última de placas. A resistência depende da forma de distribuição e da magnitude das imperfeições de fabricação. A placa 1 é a única que apresenta o coeficiente de esbeltez acima da faixa intermediária, embora esteja apenas um centésimo acima, já é um indicativo que essa placa apresente um comportamento de placa esbelta.

Segundo Gordo [13], a equação de Faulkner considera amplitudes médias de imperfeição geométrica (Tabela 2.2 do Capítulo 2). Isso explica a diferença entre os resultados numéricos e os obtidos com a equação de Faulkner. O modelo numérico desenvolvido considera a amplitude máxima de imperfeição geométrica em função da largura da chapa, independente da sua espessura. Deve ser observado que todos os resultados numéricos apresentam uma pequena diferença sempre superior quando comparados com os resultados da formulação de Faulkner. As amplitudes adotadas nas análises numéricas seguem as recomendações da DNV e quando comparadas, na Figura 4.4, com as formulações de amplitude leve, média e severa (Tabela 2.2 do Capítulo 2), estão, em geral, abaixo do nível médio. Nota-se que as maiores diferenças entre o resultado numérico e a estimativa de resistência da equação de Faulkner ocorreram para os dois casos de espessura de 13 mm, ou seja, as menores espessuras de chapa e onde se observa a maior diferença entre a imperfeição média e a recomendação da DNV.

Tabela 4.4: Resultados de resistência última

Placa	β	a (mm)	b (mm)	t (mm)	σ_u (numérico)	Faulkner	Diferença
Placa 1	2,41	5300	850	13	0,72	0,66	9%
Placa 2	2,15	4300	815	14,8	0,74	0,71	4%
Placa 3	1,98	5300	700	13	0,83	0,76	9%
Placa 4	1,96	5300	850	16	0,79	0,76	3%
Placa 5	1,90	4300	815	16,8	0,79	0,78	1%
Placa 6	1,65	5300	850	19	0,86	0,85	1%
Placa 7	1,61	5300	700	16	0,90	0,86	5%
Placa 8	1,42	5300	850	22	0,92	0,91	1%
Placa 9	1,36	5300	700	19	0,96	0,93	3%
Placa 10	1,17	5300	700	22	1,01	0,98	3%

As Figuras 4.5 e 4.6 mostram respectivamente, as placas 1 e 8 no momento do seu colapso estrutural e pós-colapso. Observa-se que a falha ocorre seguindo a forma de

distribuição inicial das imperfeições geométricas que foi mostrada anteriormente com seis semi-ondas ($m = 6$).

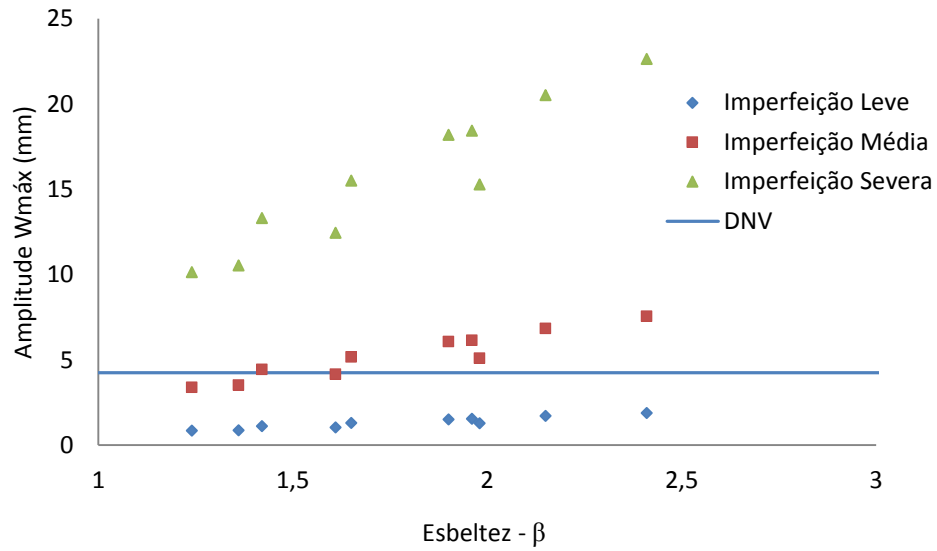


Figura 4.4: Valores de imperfeições geométricas

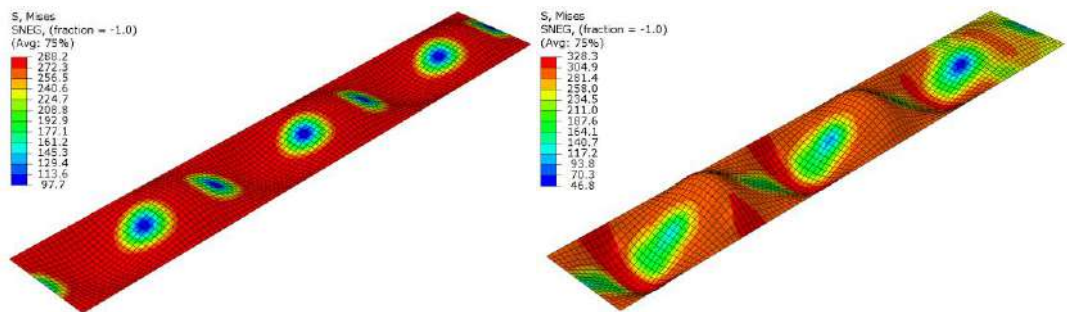


Figura 4.5: Modo de colapso da placa 1 amplificado em 10 vezes no instante do colapso (esquerda) e no pós-colapso (direita) – Tensões em MPa

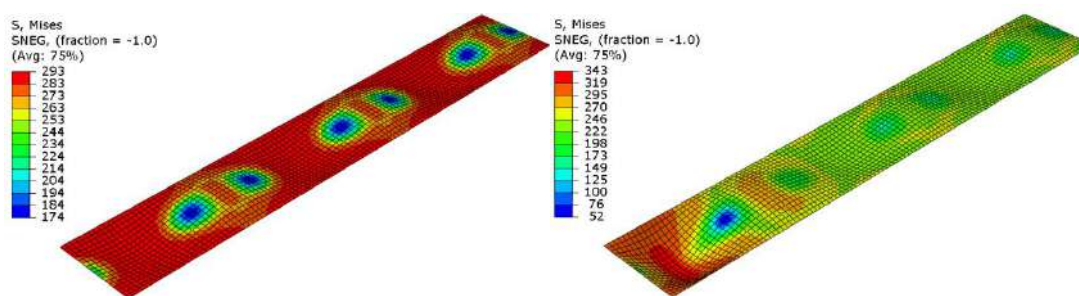


Figura 4.6: Modo de colapso da placa 8 amplificado em 10 vezes no instante do colapso (esquerda) e no pós-colapso (direita) – Tensões em MPa

4.1.2 Influência das tensões residuais de soldagem na resistência última de placas

Grande parte dos trabalhos disponíveis na literatura para a avaliação da resistência última de placas com carregamento compressivo consideram apenas as imperfeições de fabricação geométricas nas simulações numéricas, desprezando a influência das tensões residuais. Gordo [13] mencionou, em sua tese de doutorado, que as tensões residuais tendem a desaparecer com a operacionalidade dos navios, consequência do alívio de tensões devido ao carácter cíclico das tensões a que está sujeito o casco. Como um acidente com colisão ou queda de objeto pode ocorrer em qualquer etapa de operação de um navio ou plataforma e o impacto também gera tensões internas na estrutura, é de grande valia entender a relação de resistência de placas danificadas por moissas considerando a presença das tensões residuais.

Baseando-se na equação 2.10 e nos níveis de tensões residuais mostrados na equação 2.11, dois níveis de tensões residuais de compressão de 25% e 15% da tensão de escoamento foram utilizados nas análises. A placa 9 foi utilizada para exemplificar a influência das tensões residuais. As Figuras 4.7 e 4.8 mostram, respectivamente, as distribuições de tensões residuais de soldagem na placa 9.

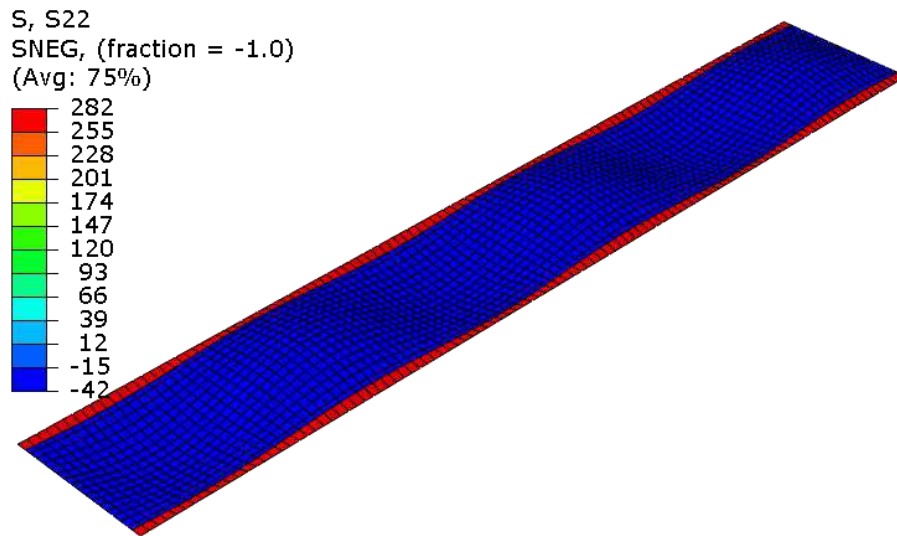


Figura 4.7: Distribuição de tensões residuais na placa com tensão compressiva de magnitude de 15% da tensão de escoamento

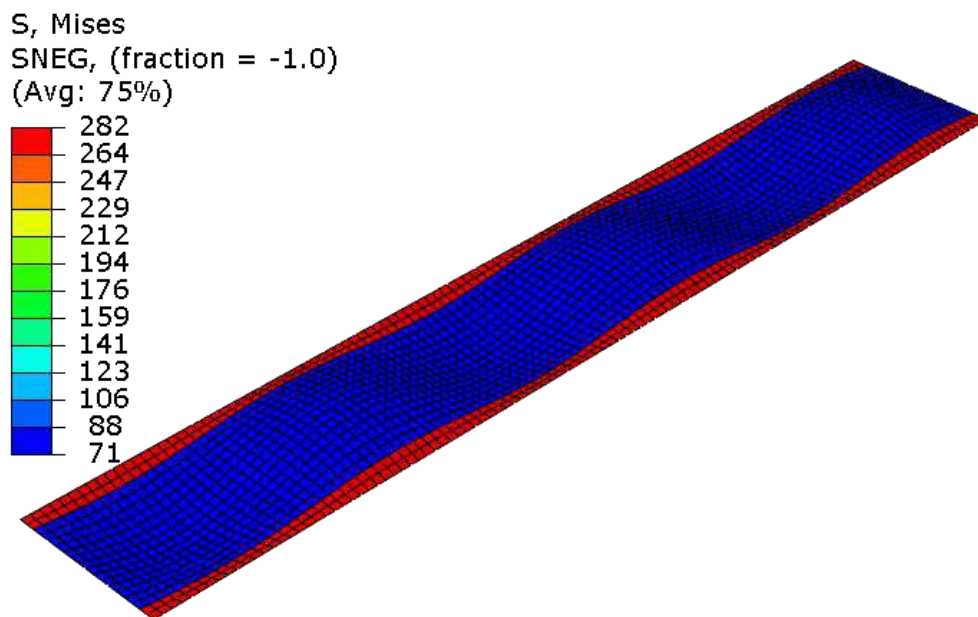


Figura 4.8: Distribuição de tensões residuais na placa com tensão compressiva de magnitude de 25% da tensão de escoamento

Com a inserção das tensões residuais de soldagem no modelo e considerando as imperfeições geométricas ($m=6$ e $W_{\text{máx}}=0.005b$), verifica-se a resistência última da placa em carregamento compressivo. A Figura 4.9 mostra a influência das tensões residuais na perda de resistência última da placa 9. Este resultado mostra que as tensões residuais,

quando consideradas na análise de placas de aço sob cargas de compressão, afetam a resistência última da placa. Os resultados mostraram uma perda de resistência de até 8.5% quando a tensão residual longitudinal compressiva assume 25% da tensão de escoamento. Este resultado está de acordo com o estudo de Khan e Zhang [47] que encontraram resultados de perda de resistência devido a presença de tensões residuais compressivas (25% da tensão de escoamento) com a mesma ordem de grandeza. Eles encontraram, respectivamente, para placas de 17.8 e 21.3 mm de espessura, valores de perda de resistência última longitudinal de 9.7 e 11.2%. Os resultados obtidos e os resultados de outros autores que foram citados no capítulo anterior mostram uma influência significativa das tensões residuais na resistência última de placas.

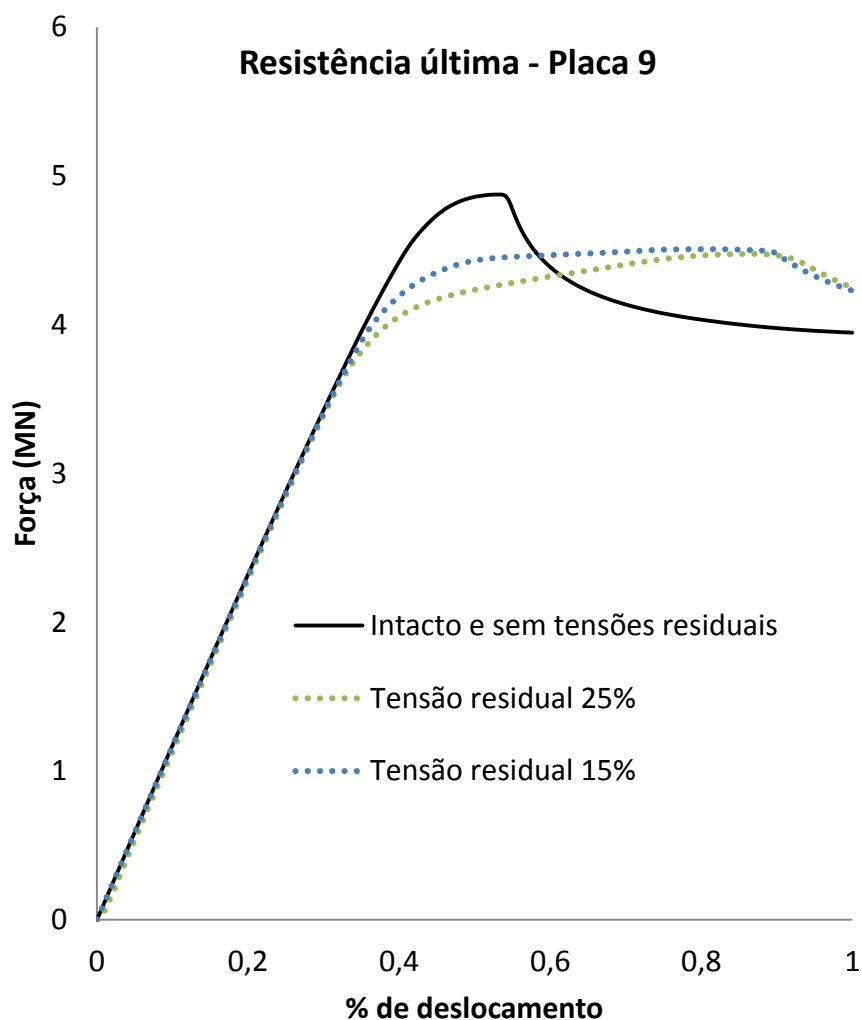


Figura 4.9: Resistência última de placa em carregamento compressivo

4.2 – Resistência última compressiva de placas com moessa

Na literatura se encontra um grande número de análises de resistência última de placas considerando imperfeições geométricas e algumas que, além das imperfeições, também consideram as tensões residuais. Mas, existe um número mais reduzido de publicações que consideram a resistência residual de placas de aço com um dano de moessa. Além disso, poucos trabalhos analisaram dinamicamente o fenômeno da colisão. Normalmente, observa-se que o dano é modelado com mudanças na geometria da placa, que em alguns casos, geram danos com geometrias improváveis. Além disso, não considera as tensões impostas pelo impacto. Nesta seção, um impacto na placa similar a queda de um objeto foi simulado dinamicamente e em seguida, foi investigado o comportamento da resistência residual da placa danificada.

As simulações foram divididas em duas etapas sequenciais:

1. Dano de moessa na placa: Realiza-se o dano no painel através de um impacto realizado com um objeto rígido através do pacote explícito do ABAQUS.
2. Resistência última residual da placa: A simulação do dano de moessa, realizada anteriormente, é introduzida como estado inicial desta análise. Verifica-se a resistência última residual da placa com a moessa. Deslocamentos prescritos são aplicados na direção longitudinal da placa para comprimi-la até o regime de pós-colapso, conforme realizado anteriormente na análise de resistência última da placa intacta.

Na primeira etapa, de imposição do dano, a placa é submetida à condição de contorno de engaste em todos os bordos e na segunda etapa segue as mesmas condições de contorno que foram utilizadas nas análises de resistência última de placas intactas.

4.2.1 Taxa de deformação

Em uma análise que envolve impacto existe outro efeito dinâmico relacionado a não linearidade do material. Esta, por definição, é a taxa de mudança da deformação, ou seja, a quantidade de deformação na qual um material está submetido por unidade de

tempo, conforme mostra a equação 4.3, onde $\dot{\varepsilon}$ é a taxa de deformação, $d\varepsilon$ é a variação da deformação e dt é a variação do tempo. Em uma análise de impacto, a taxa de deformação pode assumir valores significativos e, portanto, deve-se analisar a influência deste parâmetro nos resultados das simulações de resistência última de placas.

$$\dot{\varepsilon} = \frac{d\varepsilon}{dt} \quad (4.3)$$

Com o aumento da taxa de deformação, a tensão de escoamento e a resistência limite do material aumentam, enquanto a ductilidade diminui. A equação 4.4, normalmente utilizada para considerar este efeito na tensão de escoamento, foi proposta por Cowper e Symonds [109].

$$\frac{\sigma_{yd}}{\sigma_o} = 1 + \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{C}\right)^{1/q} \quad (4.4)$$

Onde C e q são coeficientes determinados a partir de dados de teste de material. As tensões σ_o e σ_{yd} são respectivamente, as tensões de escoamento estático e dinâmico. E $\dot{\varepsilon}$ é a taxa de deformação.

Paik e Chung [110] realizaram uma série de testes experimentais em tubos de aço com seções quadradas submetidas a cargas de impacto. Através dos resultados obtidos nos testes experimentais, eles chegaram à conclusão de que o efeito da taxa de deformação pode ser ignorado para taxas de deformação com valores menores que 50 s^{-1} . No caso de colisões de navios e plataformas a taxa de deformação geralmente apresenta valores menores que 10 s^{-1} .

Em outro trabalho de Paik e outros [111], eles observaram que os coeficientes usados para o aço de alta resistência na equação 4.4 devem ser diferentes dos coeficientes originais que foram estabelecidos por Cowper e Symons [109]. A Figura 4.10 mostra a sensibilidade em relação à taxa de deformação para aços doce e de alta resistência. Resultados experimentais de diversos trabalhos/autores são observados para os dois tipos de aço. Os marcadores com preenchimento representam testes experimentais com aços doce e os marcadores sem preenchimento e o x representam testes experimentais com aços de alta resistência. As constantes de material $C = 40.4$ e $q = 5$ utilizados por Cowper

e Symons geram bons resultados para aços doces, mas observa-se que a curva não gera bons resultados para aços de alta resistência quando submetidos à maiores taxas de deformação. Dessa forma, para aços de alta resistência, eles adotaram o valor de 3200 para a constante de material C.

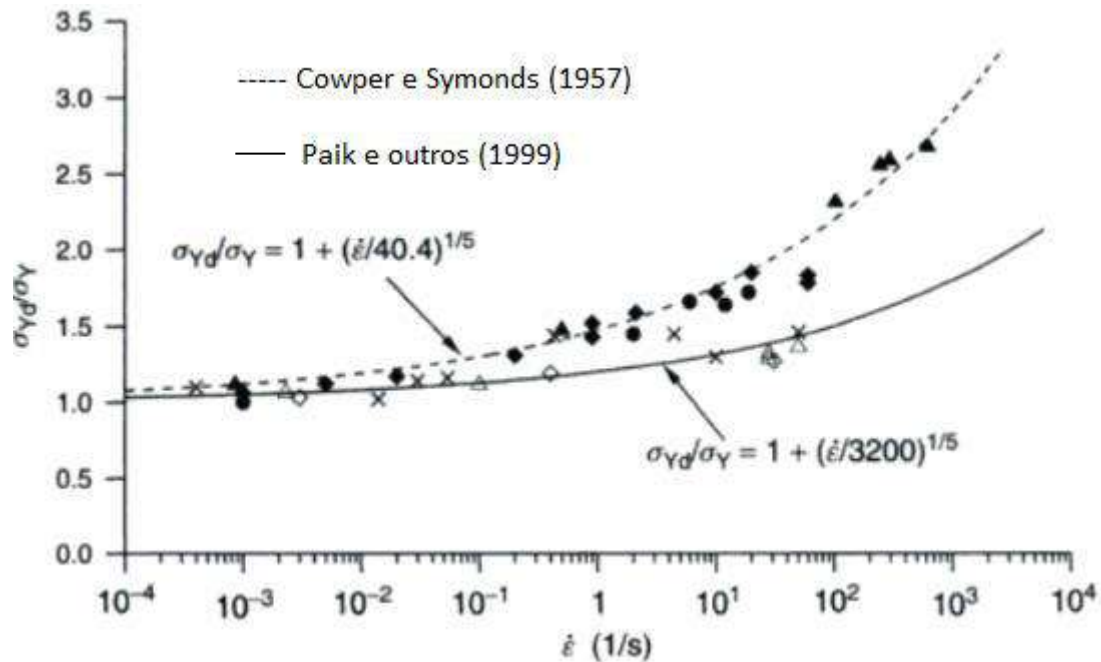


Figura 4.10: Variação da relação de tensão dinâmica sobre a tensão de escoamento em função das taxas de deformação para aços de alta resistência [109].

Pesquisas mais recentes realizadas por Nemat-Nesser e Guo [112] e Choung [113] indicaram que o aço de alta resistência utilizado em navios e estruturas offshore não é sensível à taxa de deformação. Min e outros [114] realizaram estudos numéricos e experimentais que mostraram que as deflexões de uma estrutura de aço constituída com o material DH36 não apresenta sensibilidade à variação da taxa de deformação. Nesse estudo de impacto, eles compararam o resultado experimental com os resultados numéricos que foram realizados com diferentes constantes de material da equação de taxa de deformação. Além disso, foi simulada uma análise sem a consideração da influência taxa de deformação. Os resultados obtidos mostraram que a simulação sem a consideração da influência da taxa de deformação gerou resultados em acordo com os resultados experimentais.

Foram realizadas algumas simulações numéricas para avaliar e confirmar que o efeito da taxa de deformação não é significativo em análises de resistência última de placas com danos de impacto. A placa 9 foi utilizada para esta avaliação. Foi realizada uma colisão de uma esfera com massa de 5 toneladas e velocidade de 3 m/s. Este dano foi classificado como dano 1. Foram simuladas duas análises: com um modelo levando em consideração a influência da taxa de deformação e outro modelo sem esta consideração. A equação (4.4) de Cowper e Symonds [109] foi adotada considerando as constantes de material $C = 40.4$ e $q = 5$.

As Figuras 4.11, 4.12, 4.13 e 4.14 mostram que as diferenças nos resultados para a tensão de Von Mises e para o deslocamento final do dano são insignificativas. As Figuras 4.15 e 4.16 mostram uma diferença maior na comparação das deformações plásticas, mas esse efeito é muito localizado para o dano em questão. Os resultados de simulação da colisão com e sem a consideração da taxa de deformação foram usados em seguida, como estado inicial para a análise de resistência última da placa 9. O resultado mostra uma diferença de apenas 1% na resistência última dos dois modelos. Este resultado e algumas referências citadas na tese levam à conclusão que a taxa de deformação apresenta influência desprezível para simulação dos danos para a posterior análise de resistência última de placas danificadas por moessa e em carregamento de compressão.

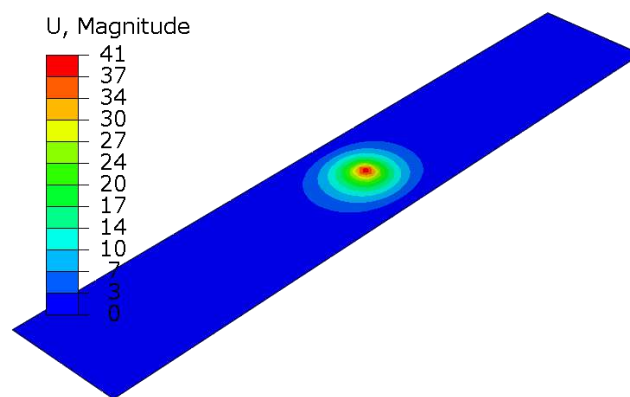


Figura 4.11: Profundidade final do dano (mm) sem taxa de deformação

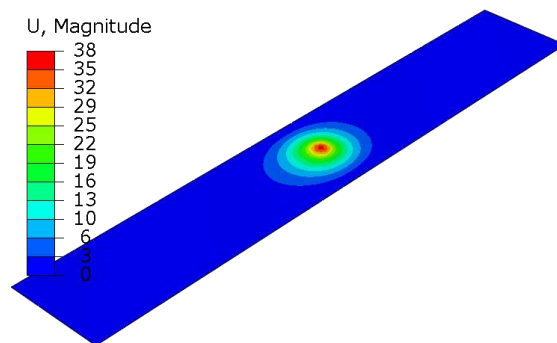


Figura 4.12: Profundidade final do dano (mm) com taxa de deformação

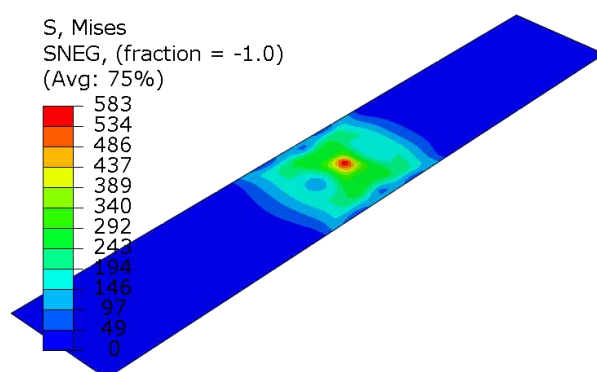


Figura 4.13: Distribuição de tensões de Von Mises (MPa) para o dano sem taxa de deformação

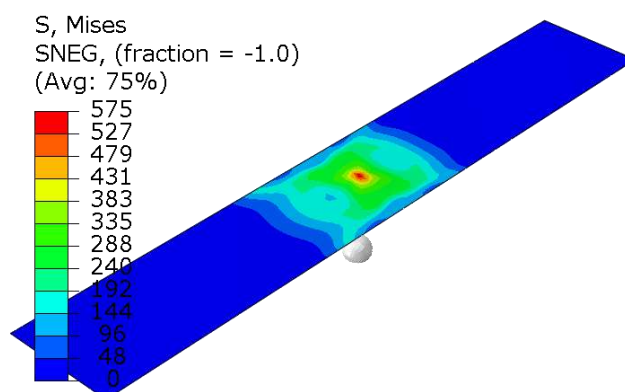


Figura 4.14: Distribuição de tensões de Von Mises (MPa) para o dano com taxa de deformação

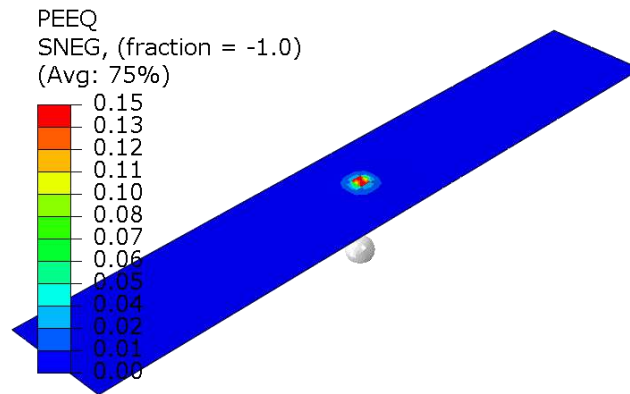


Figura 4.15: Deformações plásticas para o dano sem taxa de deformação

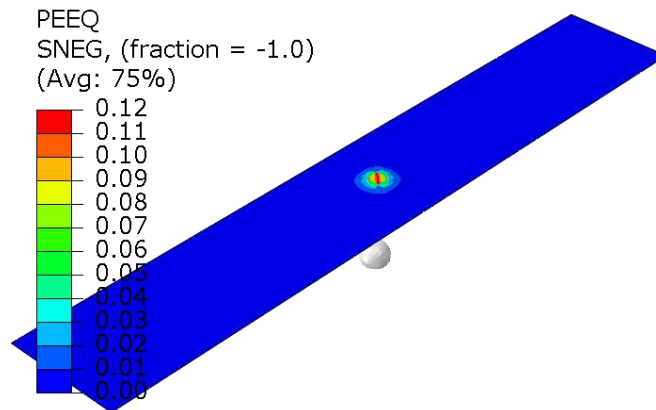


Figura 4.16: Deformações plásticas para o dano considerando a taxa de deformação

4.2.2 Efeito Bauschinger

Quando estamos analisando a resistência residual de placas com danos de colisão surge outro fenômeno no qual o material está sujeito, o efeito Bauschinger. Quando os materiais são carregados em uma direção axial (por exemplo, tração) no regime plástico, descarregados, e em seguida, recarregados no sentido inverso (por exemplo, compressão), existe um efeito de redução da tensão de escoamento original, ou seja, redução de elasticidade (Figura 4.17). Este efeito é chamado de Efeito Bauschinger e reflete um desvio do comportamento plástico ideal. Portanto, para uma análise de resistência última de placas com danos, este efeito pode ter uma influência no resultado de resistência última da placa e deve ser avaliado. O dano imposto à placa gera altas magnitudes de tensões de

tração e compressão. Com as tensões impostas, a placa recebe os carregamentos de compressão e pode trabalhar com influência do Efeito Bauschinger.

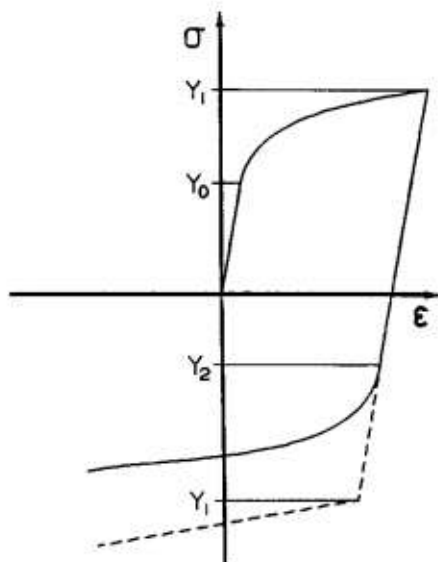


Figura 4.17: Curva típica do Efeito Bauschinger [115]

Na modelagem numérica, o modelo constitutivo adotado incorpora plasticidade obedecendo a lei de fluxo potencial segundo o critério de escoamento de Von Mises com encruamentos isotrópico e cinemático combinados. Sabe-se que a lei de Fluxo Potencial estabelece a relação entre a tensão e o incremento de deformação plástica durante a ocorrência de fluxo plástico. Já a regra de encruamento descreve uma relação entre as tensões posteriores ao limite de escoamento do material e à deformação plástica acumulada durante o carregamento prévio.

Existem duas regras relativas ao encruamento do material denominado como isotrópico e cinemático. No encruamento isotrópico a superfície de escoamento cresce em tamanho mantendo a sua forma original, o que faz com que as tensões para escoamento na tensão e na compressão sejam as mesmas. Já no cinemático, a superfície de escoamento inicial é deslocada a numa nova posição no espaço de tensão, sem mudar o tamanho ou forma. No cinemático, a diferença entre as tensões de escoamento, em carregamento de tração e de compressão, permanece constante. O encruamento cinemático reproduz o comportamento do material em carregamentos reversos, comportamento chamado de efeito Bauschinger. Como o comportamento do material em

carregamento reverso não foi avaliado, o efeito Bauschinger foi considerado aproximadamente através de uma rotina do ABAQUS capaz de estimar esse efeito. Essa rotina utiliza dados de meio ciclo da curva tensão-deformação e é incorporada ao modelo de encruamento cinemático.

A Figura 4.18 mostra os resultados de resistência última da placa 9 com o dano de colisão 1 para um modelo com encruamento isotrópico e com o encruamento que considera o efeito de Bauschinger. Observa-se uma queda na resistência limite da placa de 4.37 MN para 4.16 MN quando se considera um modelo de material de comportamento combinado que inclui o efeito de Bauschinger. Essa redução de resistência é de aproximadamente 6%, o que indica que a consideração do efeito de Bauschinger é importante para a avaliação da resistência última de placas com danos.

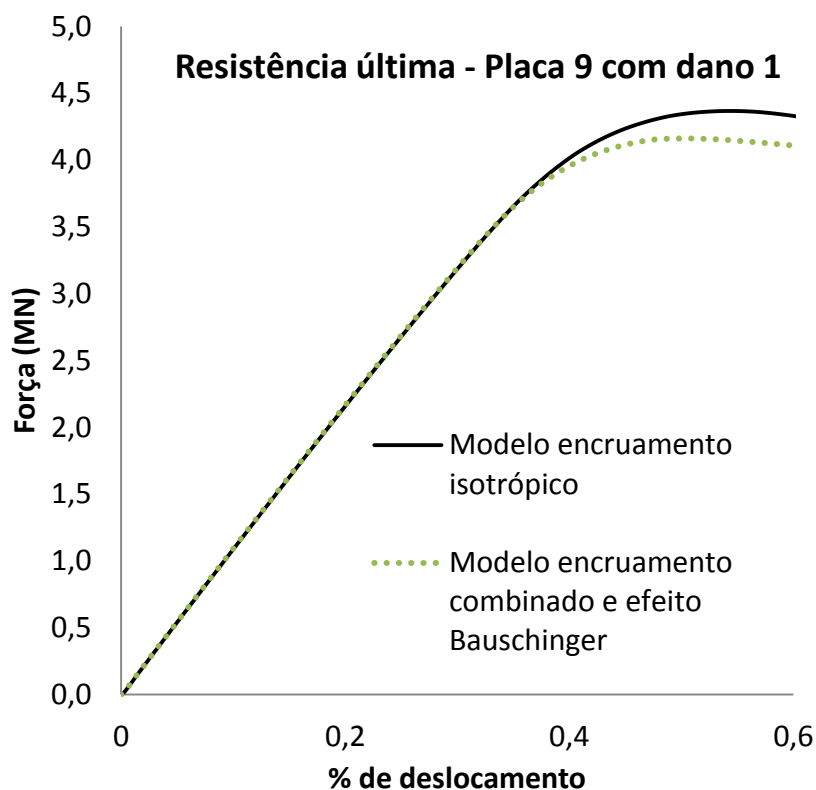


Figura 4.18: Comparação dos resultados de resistência última da placa 9 com o dano 1

4.3 – Relação de influência entre mossas, imperfeições geométricas e tensões residuais

As imperfeições de fabricação na forma de imperfeições geométricas e tensões residuais têm grande influência na resistência última de placas e painéis enrijecidos. No entanto, não foram encontradas publicações na literatura que mostrassem a relação de influência das imperfeições geométricas e tensões residuais de soldagem quando existe um dano de mossa em uma placa. Em relação a influência da presença das tensões residuais, pouquíssimos trabalhos avaliaram a influência das tensões residuais oriundas do impacto. Dessa forma, nesta seção algumas simulações são realizadas para verificar essas relações de influência, entre mossas, imperfeições geométricas e tensões residuais.

4.3.1 Influência das imperfeições geométricas na resistência última compressiva de placas com dano de mossa

Para avaliar a influência da presença das imperfeições geométricas em placas com danos de mossa foram realizadas simulações para inserir um dano de mossa nas placas 1 e 9. Estas placas apresentam respectivas espessuras de 13 e 22 mm. Primeiro o dano 1 foi imposto em cada uma das placas considerando as imperfeições geométricas de fabricação e, em seguida, sem as imperfeições. Como esperado, a profundidade do dano não apresenta nenhuma modificação. Para a avaliação da resistência última residual, a Tabela 4.5 mostra que os resultados apresentados indicam que a influência das imperfeições geométricas é insignificativa. Observa-se uma diferença de resistência menor que 1%.

Tabela 4.5: Resistência última de placas com e sem imperfeições geométricas

	Dano 1 com imperfeições geométricas (MN)	Dano 1 sem imperfeições geométricas (MN)	Diferença (%)
Placa 1	1,71	1,72	0,58%
Placa 9	3,67	3,70	0,81%

Deve ser lembrado que o dano 1 apresenta profundidades respectivas de 60,8 e 42,6 mm nas placas 1 e 9, e a amplitude da imperfeição apresenta o valor de 0,5% do

espaçamento transversal da placa, o que equivale a 4,25 mm. Essa diferença entre a profundidade do dano de moessa e a amplitude máxima de imperfeição nos fornece uma explicação para este resultado. À medida que essa diferença diminui, seja com um dano mais ameno ou com maiores amplitudes de imperfeições geométricas, a influência deste parâmetro na resistência última de placas com moessas pode ser mais significativa.

4.3.2 Influência das tensões residuais de soldagem na resistência última compressiva de placas com moessas

Na seção anterior observamos que as imperfeições geométricas não apresentam influência significativa na resistência última compressiva de placas com moessas. Nesta seção, avalia-se a influência das tensões residuais na resistência última compressiva de uma placa com moessa.

A placa 9 foi analisada na seção 4.1.2 e apresentou uma redução de resistência quando a simulação foi realizada com tensões residuais, conforme mostrado na Figura 4.18 que compara a placa 9 intacta e com duas distribuições de tensões residuais. Podemos observar uma redução de resistência na ordem de 8%.

Foi realizada uma simulação de colisão na placa 9 para a inserção do dano 1. Foram consideradas as duas distribuições de tensões residuais utilizadas anteriormente. A Figura 4.19 mostra o resultado do dano de colisão para a placa 9 sem tensões residuais e com tensões residuais iniciais de compressão de 25% da tensão de escoamento. Observa-se que o dano gera maiores valores de tensões compressivas (-239 MPa) na região central da placa quando simulado sem as tensões residuais. No caso que se as tensões residuais são consideradas, o dano gera uma distribuição de tensões similar, mas com valores de tensões de compressão um pouco superior (-255 MPa). Observa-se que ocorre uma redistribuição da tensão residual na região do dano. Nas outras regiões da placa, observa-se que quando foram consideradas as tensões residuais iniciais, a placa apresenta maiores valores de tensões. A Figura 4.20 mostra o comportamento da placa 9 para os três casos analisados. Diferentemente da comparação da placa intacta, onde a Figura 4.19 mostra uma diferença no comportamento para a curva de resistência com e sem a presença das tensões residuais iniciais, a placa com dano apresenta o mesmo comportamento para nas curvas de resistência. Os resultados indicam que a presença do

dano diminui a influência das tensões residuais. A redução de resistência observada foi pequena e de aproximadamente 2.5% para as duas magnitudes de tensões residuais compressivas.

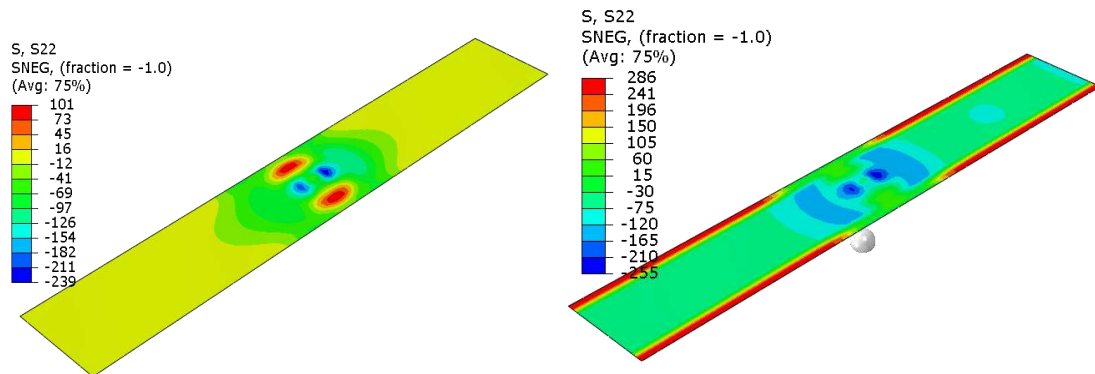


Figura 4.19: Distribuição de tensões longitudinais para a placa após a simulação do dano 1 sem tensões residuais iniciais (esquerda) e com tensões residuais iniciais de compressão de 25% da tensão de escoamento (direita)

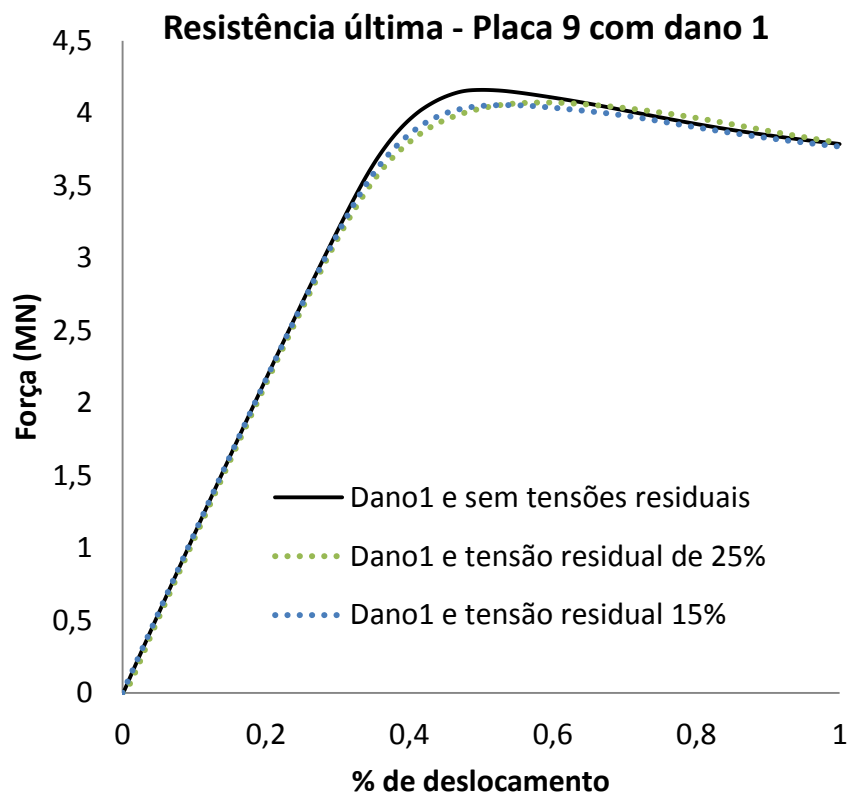


Figura 4.20: Resistência última da placa 9 com o dano 1 para um modelo sem tensões residuais iniciais e dois modelos com tensões iniciais compressivas de 25% e 15%

3.3.3 Influência das tensões residuais do dano

Foi realizada uma análise para avaliar a influência das tensões residuais do dano na resistência última de placas. Foi simulado a resistência última da placa 9 com o dano 1 nos casos em que a tensão residual do dano é considerada e desconsiderada. Foi observado que a tensão residual do dano elevou a resistência última da placa. Para este caso foi obtido uma diferença de 3%.

4.4 – Estudo paramétrico da resistência última de placas com massa

Três diferentes danos são simulados considerando massas de impacto de 5 (dano 1), 15 (dano 2) e 30 (dano 3) toneladas e velocidade de impacto de 3 m/s. Considerando-se as dez placas que fazem parte do estudo, a Tabela 4.6 mostra as profundidades finais dos danos para os trinta casos simulados.

Tabela 4.6: Profundidades dos danos (mm)

Placa	β	Dano 1	Dano 2	Dano 3
Placa 1	2,41	60,8	101,3	138,2
Placa 2	2,15	54,9	97,7	134,1
Placa 3	1,98	56,8	93,1	127,3
Placa 4	1,96	51,0	87,0	119,0
Placa 5	1,90	49,9	90,6	126,4
Placa 6	1,65	44,0	82,3	113,4
Placa 7	1,61	49,0	82,9	113,3
Placa 8	1,42	40,0	75,0	104,4
Placa 9	1,36	42,6	74,8	102,6
Placa 10	1,24	36,7	68,1	94,3

As Figuras 4.21, 4.22 e 4.23 mostram as profundidades finais de alguns danos para as respectivas placas 1, 3 e 8. As Figuras 4.24, 4.25 e 4.26 mostram as profundidades finais do dano e a distribuição de tensão na placa 2 para os três danos.

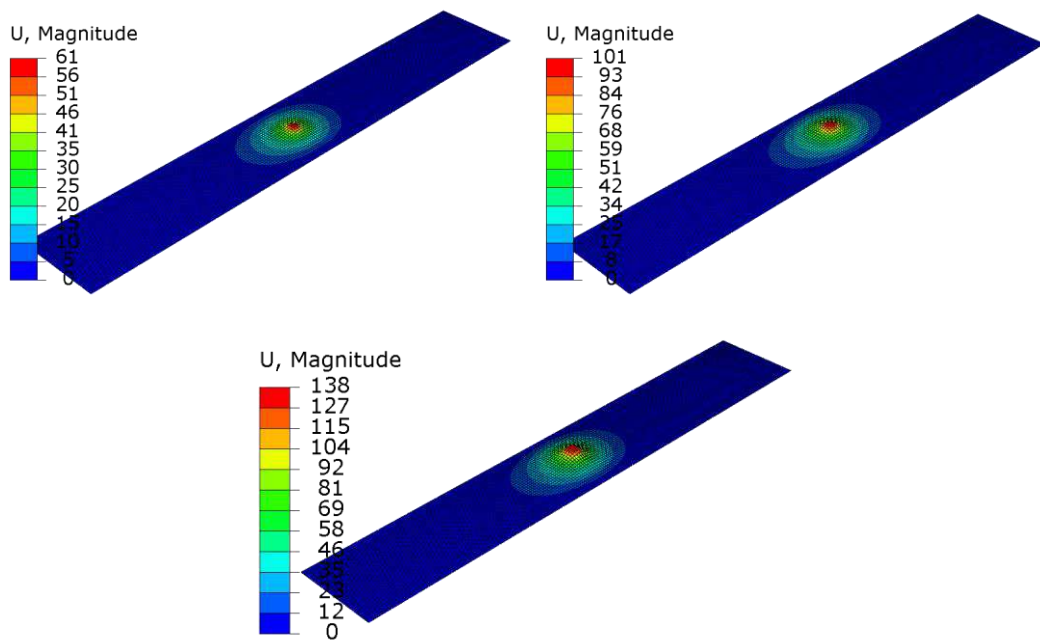


Figura 4.21: Profundidades finais (mm) dos danos 1, 2 e 3 para a placa 1

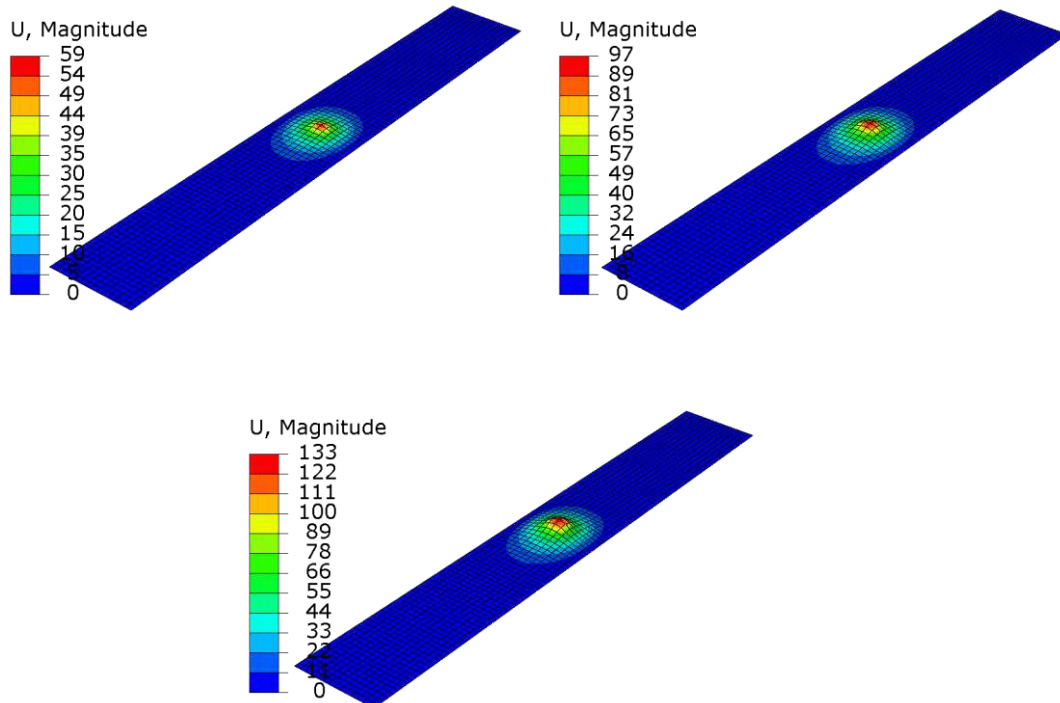


Figura 4.22: Profundidades finais (mm) dos danos 1,2 e 3 para a placa 3

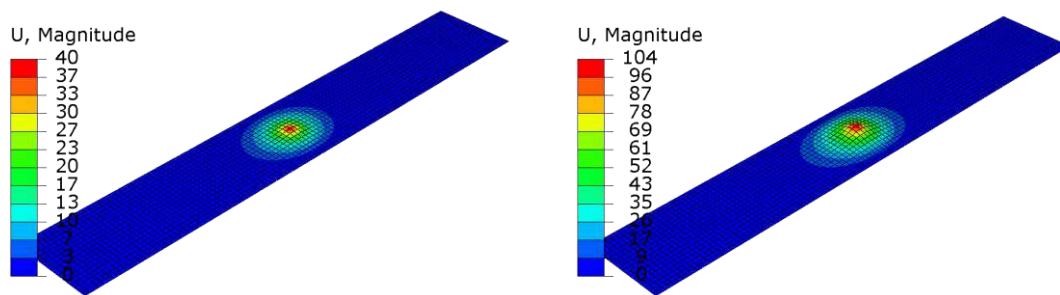


Figura 4.23: Profundidade (mm) dos danos 1 e 3 na placa 8

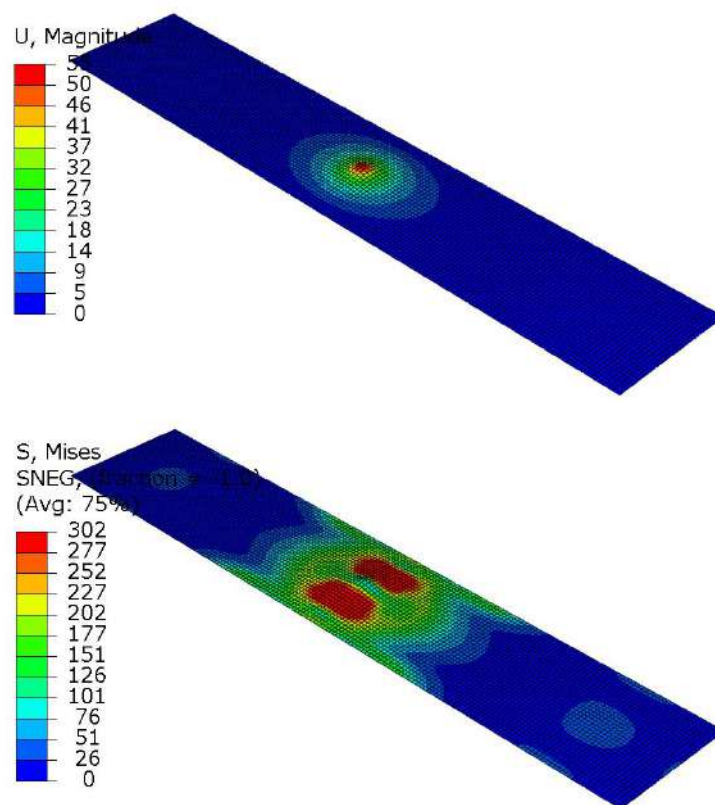


Figura 4.24: Placa 2 - Profundidade (mm) e distribuição de tensões para o dano 1

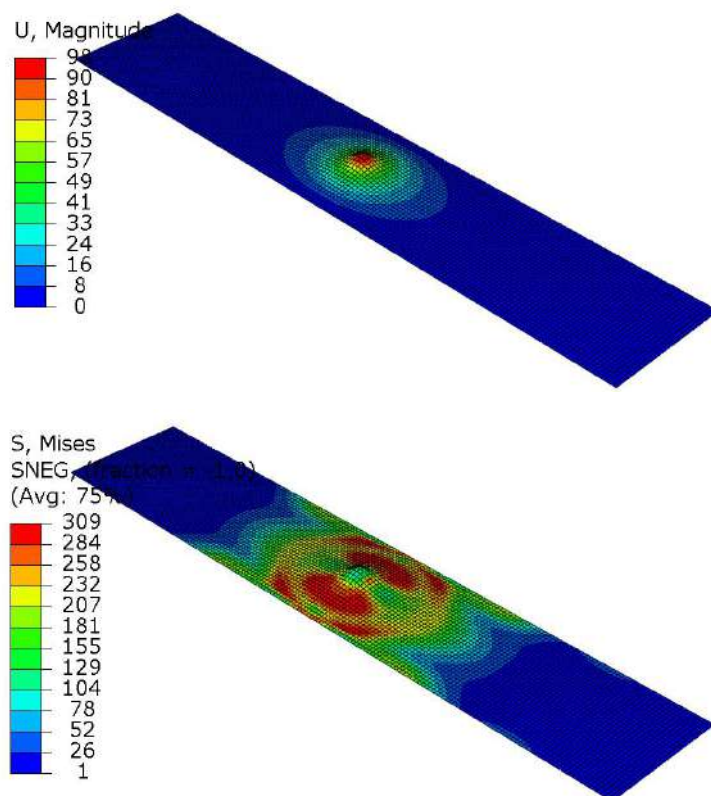


Figura 4.25: Placa 2 - Profundidade (mm) e distribuição de tensão para o dano 2

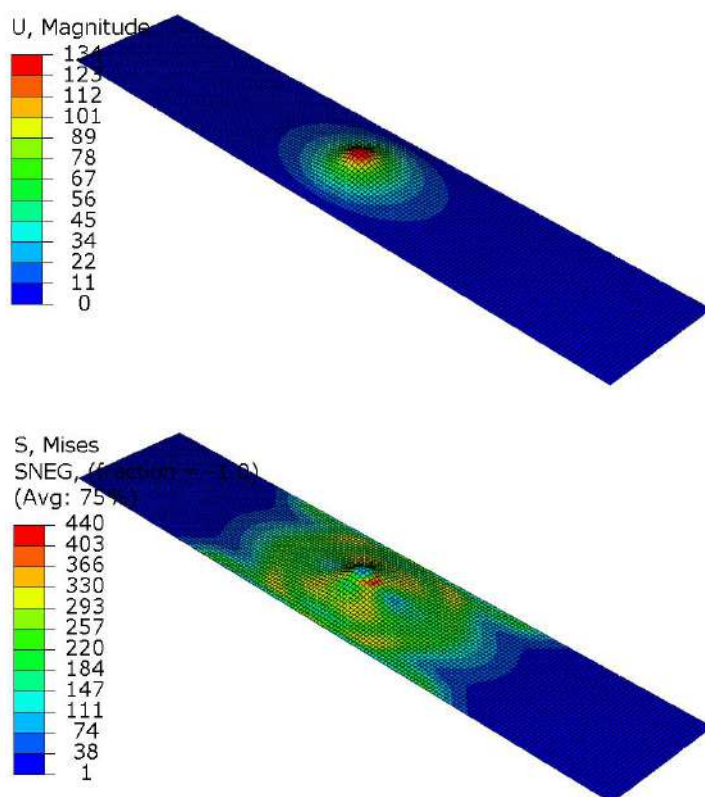


Figura 4.26: Placa 2 - Profundidade (mm) e distribuição de tensão para o dano 3

As placas com os danos são utilizadas como estado inicial para uma análise de resistência última em carregamento compressivo. As curvas de resistência por fração de deslocamento são mostradas em gráficos. Um deslocamento de 15 mm foi aplicado nas análises. A resistência foi definida como a tensão média normalizada em função da tensão de escoamento do material. A relação da equação 4.5 é utilizada:

$$\sigma = \frac{\sigma_{média}}{\sigma_o} \quad (4.5)$$

As Figuras 4.27 a 4.31 mostram curvas de resistência última de uma placa intacta e com os três danos simulados. Observa-se um comportamento similar em todas as placas avaliadas, onde o dano 1 causa uma considerável perda de resistência na placa e os danos 2 e 3, que são danos de maior profundidade, acentuam a perda de resistência, mas, os resultados mostram que o aumento de profundidade gera um menor efeito na perda de resistência quando comparado ao primeiro dano. Na placa 1, o primeiro dano, com profundidade de 60,8 mm, causa uma perda de resistência de 18,2% e os danos 2 e 3, com profundidades de 101,3 mm e 138,2 mm, causam uma perda de resistência de 21,2% e 24,2%, respectivamente. O dano 3 com profundidade maior que o dobro da profundidade do dano 1 causa uma perda de resistência apenas 5% maior que a perda gerada pelo dano 1. A Tabela 4.7 comprova esse comportamento para todas as placas do estudo.

Tabela 4.7: Perda de resistência com os danos 1, 2 e 3

Placa	β	a (mm)	b (mm)	t (mm)	σ_u	Dano 1	Dano 2	Dano 3
Placa 1	2,41	5300	850	13	0,72	18,2%	21,2%	24,1%
Placa 2	2,15	4300	815	14,8	0,74	19,2%	25,7%	31,6%
Placa 3	1,98	5300	700	13	0,83	22,1%	25,9%	30,6%
Placa 4	1,96	5300	850	16	0,79	16,9%	20,8%	23,7%
Placa 5	1,9	4300	815	16,8	0,79	18,7%	25,1%	30,7%
Placa 6	1,65	5300	850	19	0,86	16,6%	21,0%	24,2%
Placa 7	1,61	5300	700	16	0,9	20,2%	25,2%	28,6%
Placa 8	1,42	5300	850	22	0,92	15,7%	20,8%	24,3%
Placa 9	1,36	5300	700	19	0,96	18,8%	24,2%	27,7%
Placa 10	1,24	5300	700	22	1,01	17,0%	23,0%	26,8%

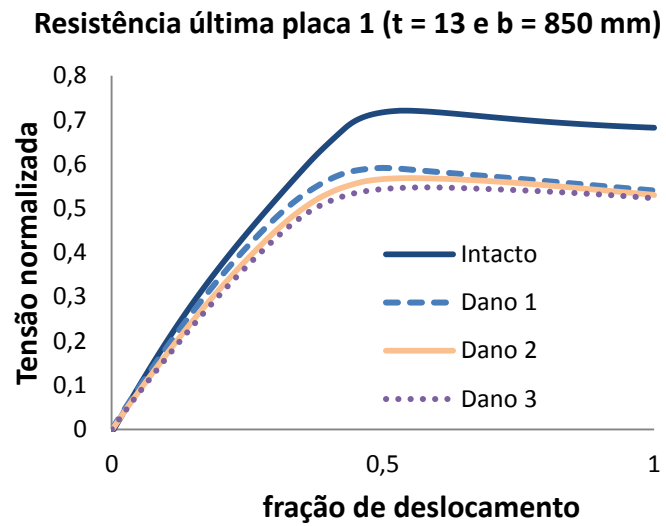


Figura 4.27: Resultados de resistência da placa 1

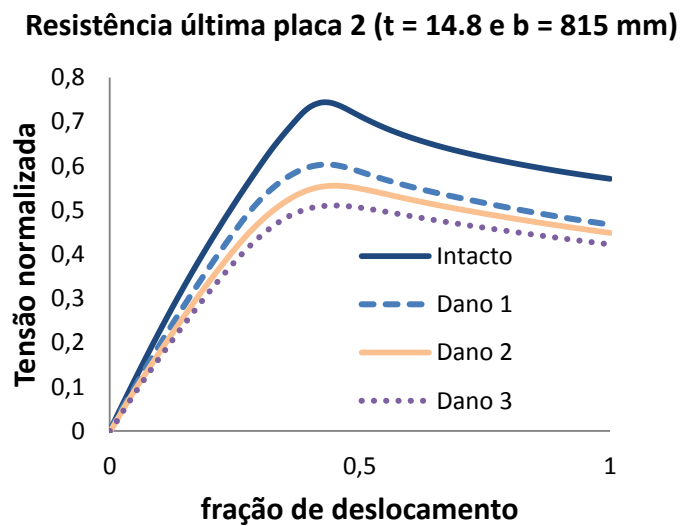


Figura 4.28: Resultados de resistência da placa 2

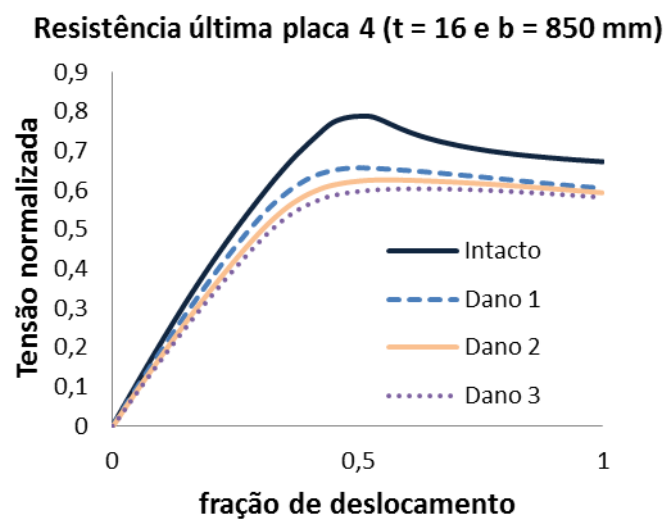


Figura 4.29: Resultados de resistência da placa 4

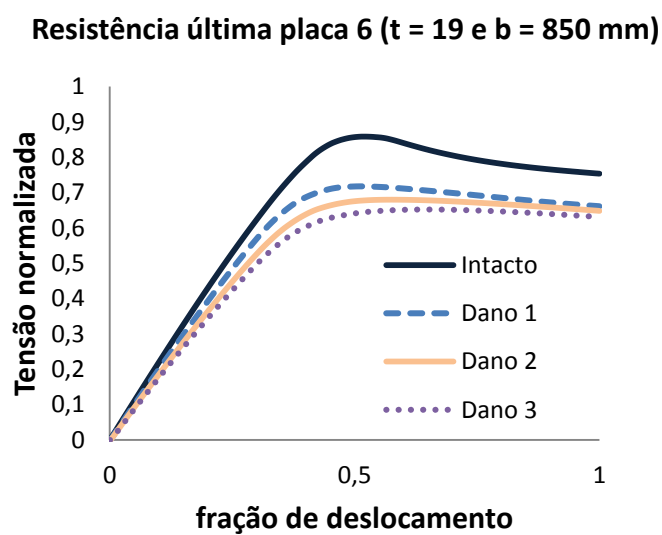


Figura 4.30: Resultados de resistência da placa 6

Resistência última placa 9 ($t = 19$ e $b = 700$ mm)

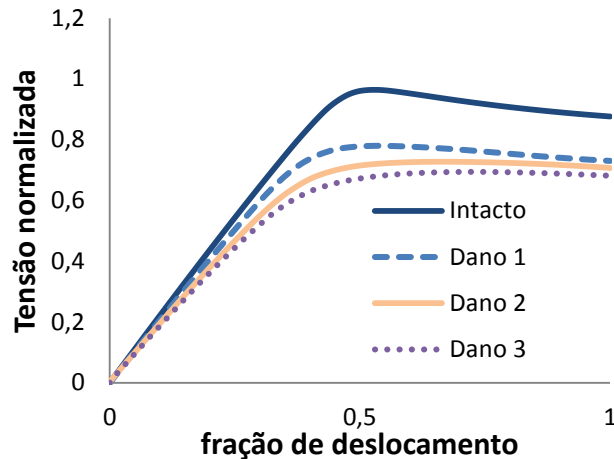


Figura 4.31: Resultados de resistência da placa 9

As Figuras 4.32 e 4.33 mostram dois comportamentos distintos em relação ao modo de colapso das placas com dano. A Figura 4.32 compara o modo de colapso da placa 2 sem dano e com o dano 2. Esta placa foi modelada com imperfeição geométrica com cinco semi-ondas na sua direção longitudinal. Observa-se que a placa intacta segue a imperfeição geométrica no seu modo de colapso. O dano foi imposto no meio da placa, onde existia uma semi-onda, e dessa forma o dano não altera significativamente a distribuição de semi-ondas inicial, conforme pode ser observado na figura. A Figura 4.33 compara o modo de colapso da placa 6 sem danos e com o dano 2. Neste caso, se observa que o dano modifica o modo de colapso da placa. A placa 6 possui um comprimento maior e assim foi modelada com distribuição de imperfeições geométricas de seis semi-ondas, ou seja, o centro da placa possui um ponto de inflexão entre semi-ondas. Consequentemente, o dano modifica o modo de colapso de todos os painéis com comprimento de 5300 mm. As Figuras 4.34 e 4.35 mostram o modo de colapso das placas 3 e 8.

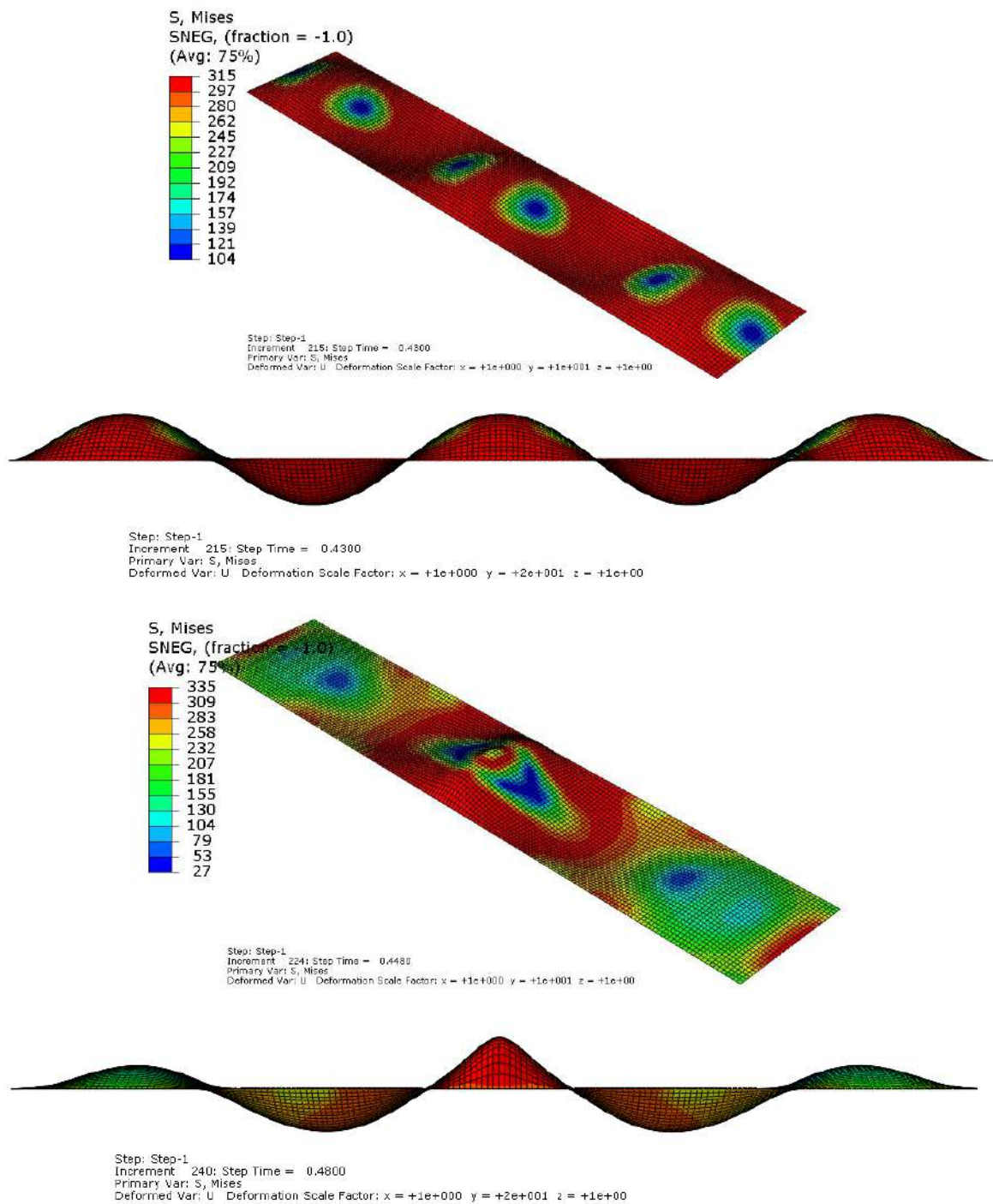


Figura 4.32: Modo de colapso da placa 2 – intacta (primeira) e com o dano 2

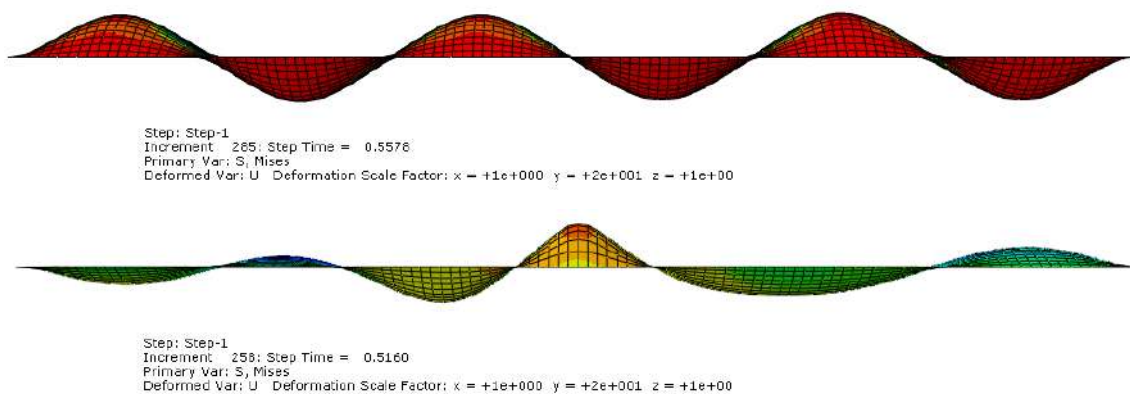


Figura 4.33: Modo de colapso da placa 6 – intacta (primeira) e com o dano 2

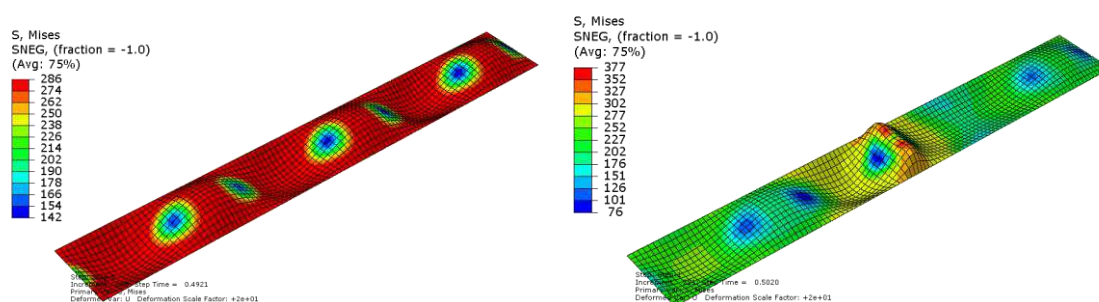


Figura 4.34: Modo de colapso da placa 3 – intacta (direita) e com o dano 1 (esquerda)

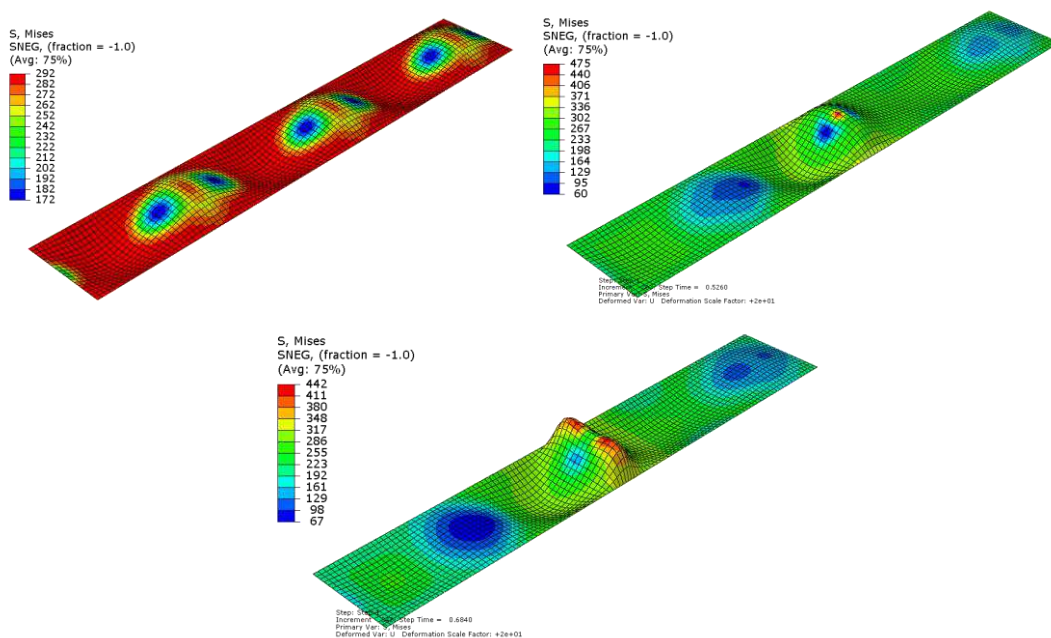


Figura 4.35: Modos de colapso da placa 8, intacta, com o dano 1 e com o dano 3
(sentido horário)

4.5 – Equação para estimar a resistência última de placas com mossas

Embora as simulações numéricas por elementos finitos possam estimar com precisão a resistência última de placas em carregamento compressivo, uma abordagem direta por meio da utilização de uma equação, fornece a praticidade necessária para uma resposta rápida, facilitando a previsão dos resultados, principalmente, para uma estimativa inicial na fase de projeto ou para um acidente onde uma avaliação imediata se faz necessária. Por essa razão, é proposto o desenvolvimento de uma formulação analítica utilizando os resultados obtidos nas simulações numéricas. Os resultados são utilizados para calibrar uma equação de previsão de resistência última de uma placa com um dano de mocha.

Dado um problema físico no qual o parâmetro dependente é uma função de $(n-1)$ parâmetros independentes, podemos expressar a relação entre as variáveis como (4.6):

$$q_1 = f(q_2, q_3, \dots, q_n) \quad (4.6)$$

A tensão última de uma placa submetida à carregamentos de compressão pode ser assumida como dependente dos seguintes parâmetros:

$$\sigma_u = f(\sigma_0, b, t, d) \quad (4.7)$$

Onde:

σ_0 – tensão de escoamento do material

b – largura da placa

t – espessura da placa

d – profundidade do dano

O teorema π de Buckingham estabelece que, se em uma equação física envolvendo certo número n de variáveis físicas dimensionais, sendo que estas variáveis são representadas por r dimensões físicas fundamentais independentes, a equação do processo ou sistema físico pode ser reescrita como uma equação de $p = n - r$ variáveis adimensionais (parâmetros π), construídas a partir das variáveis originais. Isso provê um método para calcular conjuntos de parâmetros adimensionais a partir das variáveis dimensionais dadas, mesmo se a forma da equação do sistema ou processo físico é ainda desconhecida. Encontrar parâmetros adimensionais em um problema pode simplificá-lo

e até mesmo resolvê-lo [116]. Uma vez determinadas a importância dos números adimensionais e a metodologia para sua determinação em um problema físico, estudam-se como estes números (ou grupos) adimensionais podem ser utilizados para a prática de engenharia. O teorema dos π s de Buckingham torna possível determinar quais são os grupos adimensionais importantes para o problema e prever a relação funcional entre eles.

Pelo Teorema π de Buckingham a equação (4.7) pode ser reduzida em uma relação entre parâmetros adimensionais para definição da equação analítica para uma relação adimensional entre a tensão última e a tensão de escoamento do material:

$$\frac{\sigma_u}{\sigma_0} = k_t \quad (4.8)$$

Seguindo o teorema π de Buckingham podemos reorganizar essa relação de tensões entre os parâmetros não adimensionais, conforme:

$$\frac{\sigma_u}{\sigma_0} = F\left(\frac{b}{t}, \frac{d}{b}\right) \quad (4.9)$$

$$k_t = F\left(\frac{b}{t}, \frac{d}{b}\right) \quad (4.10)$$

Essa relação pode ser disposta na seguinte série:

$$k_t = \sum_{n=0}^{\infty} A_n \left(\left(\frac{b}{t}\right)^{\alpha_1} \left(\frac{d}{b}\right)^{\alpha_2} \right)^n \quad (4.11)$$

Como k_t é menor ou igual a 1, podemos assumir que para $n = 0$, $A_0 = 1$. Assim, pode ser apresentada a seguinte relação:

$$k_t = 1 - A_1 B \quad (4.12)$$

Onde A_1 é o coeficiente angular da equação linear e o parâmetro adimensional geométrico B é dado por:

$$B = \left(\frac{b}{t}\right)^{\alpha_1} \left(\frac{d}{b}\right)^{\alpha_2} \quad (4.13)$$

Os parâmetros A_1 , α_1 e α_2 foram determinados a fim de especificar uma correlação entre a Equação (4.11) e os resultados de elementos finitos provenientes do modelo. Finalmente, a expressão analítica de estimativa da resistência última de uma placa com moosa foi obtida conforme a expressão abaixo:

$$k_t = 1 - 0.0283 \left(\frac{b}{t}\right)^{0.531} \left(\frac{d}{b}\right)^{0.261} \quad (4.14)$$

Para os vinte e quatro casos simulados por elementos finitos que foram considerados para o desenvolvimento da equação analítica foi obtido um desvio médio de apenas 1.92%. A Figura 4.36 mostra uma comparação entre os resultados referentes ao modelo numérico e a equação desenvolvida. Observa-se que a maior diferença entre os resultados da equação e os resultados numéricos é de apenas 5% para os dois casos extremos de maior resistência e de menor resistência da placa com o dano. A metodologia pode ser usada para o desenvolvimento de equações para um número maior de casos ou para dimensões específicas de chapas de um navio ou plataforma.

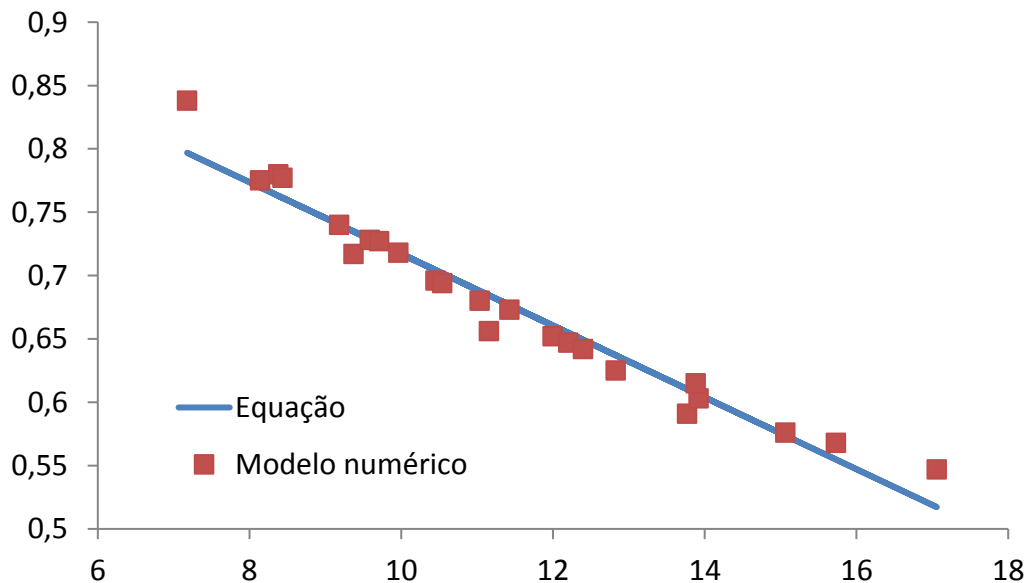


Figura 4.36: Comparação da equação com os resultados numéricos

Capítulo 5

Resistência última de painéis enrijecidos com danos de impacto

No capítulo anterior se avaliou a influência de alguns parâmetros na resistência última de placas de aço. Este capítulo utiliza a metodologia e as conclusões obtidas no capítulo anterior para realizar simulações de resistência última de painéis enrijecidos com danos de moessa. Queda de objetos e contatos entre embarcações são acidentes comuns em navios e plataformas oceânicas. Há poucos trabalhos na literatura que abordam este tema com análises dinâmicas conforme foi citado no capítulo 2. Neste capítulo, o dano é imposto através de um impacto dinâmico não-linear através do método dos elementos finitos. O dano é representado pelo resultado das deformações e tensões residuais oriundas do impacto. Além do dano na placa entre reforços, avalia-se o efeito do dano submetido à região de interseção entre a placa e o reforço. Somente nas publicações do autor foram encontradas análises que levaram em consideração a presença de danos nessa região.

5.1 – Análises experimentais

No trabalho de Amante e outros [81] foram realizados testes experimentais para avaliar a resistência última de modelos reduzidos de seis painéis enrijecidos em carregamentos de compressão. Foram considerados dois painéis intactos e quatro com danos de moessa. A geometria do painel apresenta as seguintes dimensões: Espessura da chapa (t) de 1,03 mm, comprimento longitudinal (L) de 178 mm, largura do painel (l) de 268 mm e espaçamento entre reforços (b) de 53,6 mm. Para os reforços longitudinais foram utilizadas barras do tipo L, com espessura do flange (t_f) igual à espessura da chapa (t) de 1,03 mm e espessura da alma (t_w) de 0,77 mm. A Figura 5.1 apresenta as demais dimensões do modelo do painel. Nota-se que as laterais do painel apresentam menor espaçamento entre reforços para representar um reforço mais robusto. A inserção de uma moessa em um dos painéis pode ser observada na Figura 5.2.

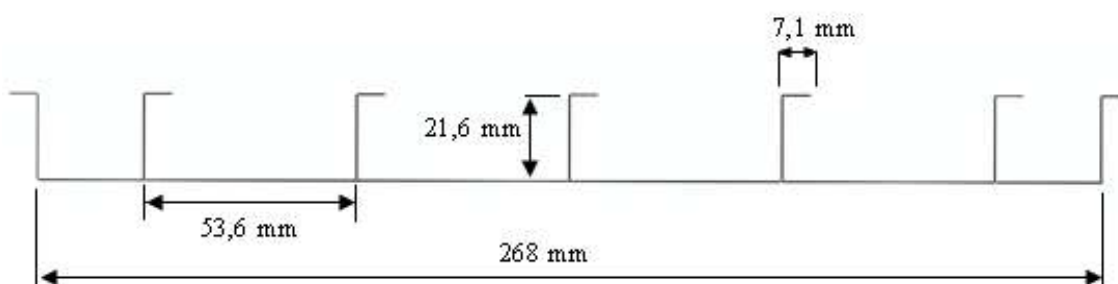


Figura 5.1: Algumas dimensões dos painéis ensaiados

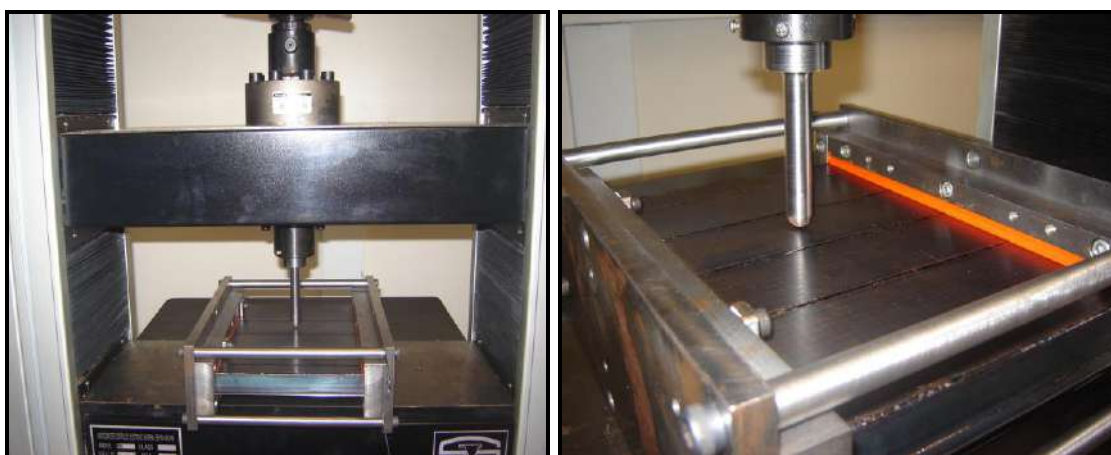


Figura 5.2: Painel reduzido preparado para receber o dano

Dois cilindros com respectivos diâmetros de 15 e 35 mm foram utilizados para diferenciar o diâmetro do dano. O processo de inserção de cada um dos danos pode ser descrito:

- Dano 1: Dano imposto no meio da chapa, em uma das chapas centrais, com o cilindro de 15 mm de diâmetro e penetração total de 7 mm. Profundidade final do dano de 5,14 mm.
- Dano 2: Na interseção entre a chapa e o reforço central, com o cilindro de 15 mm de diâmetro e penetração de 7 mm. Profundidade final do dano de 5,82 mm.
- Dano 3: Dano imposto no meio da chapa, em uma das chapas centrais com o diâmetro de 35 mm e penetração de 7 mm. Profundidade final do dano de 5,40 mm.
- Dano 4: Na interseção entre a chapa e o reforço central, com o diâmetro de 35 mm e penetração de 7 mm. Profundidade final do dano de 4,66 mm.

Após a inserção do dano, foi realizada a medição da superfície do painel, incluindo o dano. A Figura 5.3 mostra a medição do painel danificado.

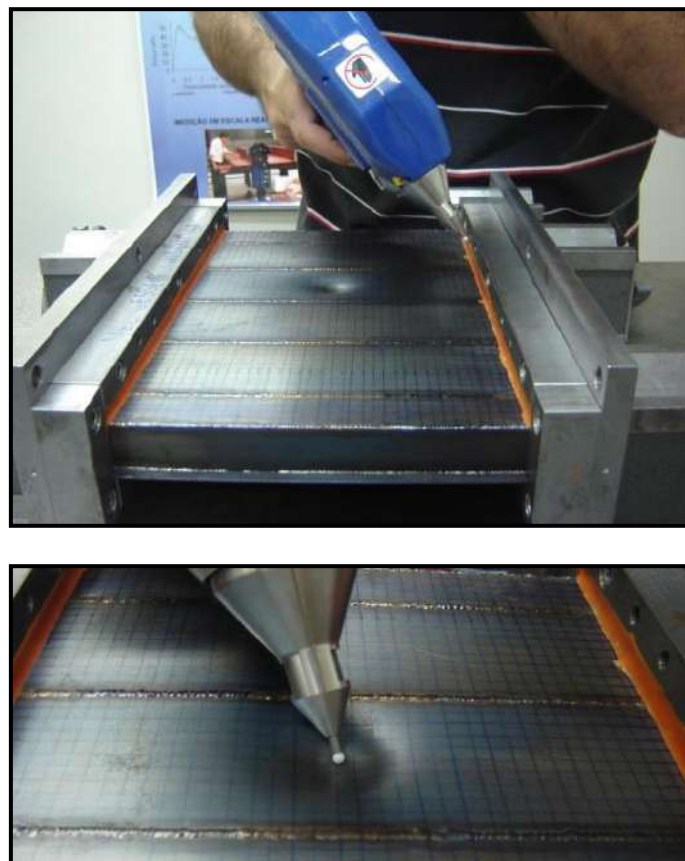


Figura 5.3: Medição da superfície do painel com o dano

Para os quatro painéis que receberam a inserção de um dano de massa foram desenvolvidos modelos numéricos do painel intato e com o dano, ou seja, foi realizado o

mapeamento da superfície do painel antes e depois da inserção do dano para uma precisa comparação entre os resultados numéricos do mesmo painel quando intacto e com o dano. Essa metodologia permite verificar de forma precisa a perda de resistência do painel devido ao dano. A Figura 5.4 mostra o modelo em elementos finitos de um painel com dano no reforço central. Observa-se no modelo uma reprodução exata da forma do dano e, além disso, as imperfeições geométricas são representadas pelo mapeamento da superfície do painel. O eixo x do modelo segue a direção longitudinal dos reforços, o eixo y segue a distância entre reforços e o eixo z a direção da alma do reforço. Os modelos numéricos foram desenvolvidos com o ABAQUS [108] seguindo os parâmetros indicados no capítulo anterior.

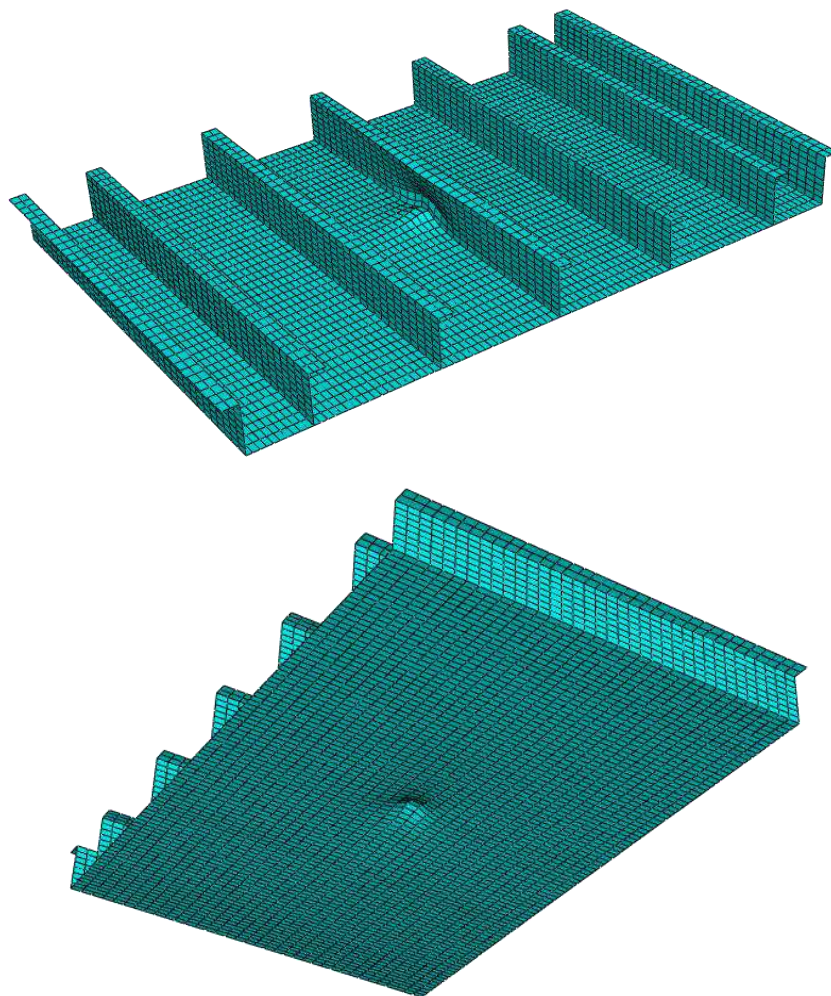


Figura 5.4: Modelo de elementos finitos incorporando as imperfeições geométricas e o dano 2

O modelo numérico intacto e com dano são simulados com as seguintes condições de contorno e carregamento:

- Bordo de carga: $U_x = 2 \text{ mm}$, $U_y = U_z = 0$, e $\theta_x = \theta_y = \theta_z = 0$.
- Bordo oposto ao de carga: engaste
- O bordo lateral não recebe uma condição adicional, pois foi fabricado com uma maior rigidez para simular um reforço mais robusto.

A Figura 5.5 mostra a curva material do aço empregado nas análises experimentais e numéricas.

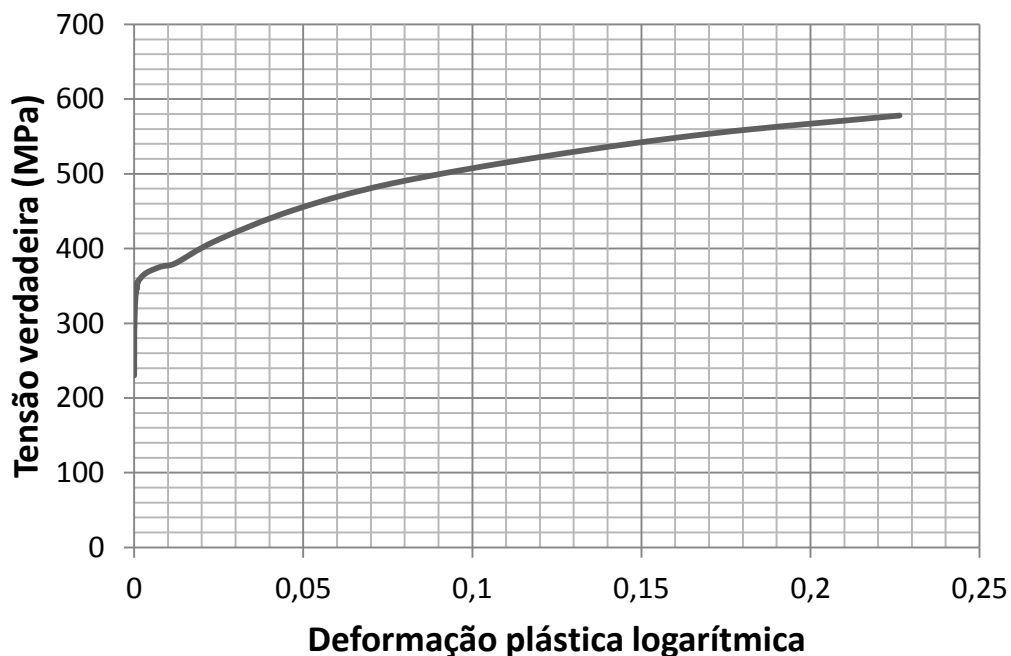


Figura 5.5: Curva material do aço empregado nas análises experimentais e numéricas.

A Tabela 5.1 mostra os resultados numéricos e experimentais da avaliação de resistência última para os painéis intactos e com dano. Observa-se uma ótima correlação entre os resultados numéricos e experimentais. A maior diferença entre os valores de pico de resistência última é de apenas 2,78%. Os bons resultados se devem a fabricação com uma metodologia de soldagem que produz baixos níveis de tensões residuais e o mapeamento preciso da geometria do painel incluindo as imperfeições geométricas e o formato final do dano com um equipamento de precisão sub-milimétrica. Estes resultados

mostram que a influência das tensões residuais devido aos danos impostos nos painéis foram insignificantes para a resistência última dos mesmos.

Tabela 5.1: Comparação entre os resultados numéricos e experimentais (KN)

Painel intacto	Numérico (Mpa)	Experimental (Mpa)	Diferença (%)
Modelo intacto 1	139,51	137,31	1,06
Modelo intacto 2	137,40	138,90	1,09
Painel com dano	Numérico (MPa)	Experimental (MPa)	Diferença (%)
Dano 1	135,30	136,69	1,03
Dano 2	124,37	125,02	0,52
Dano 3	134,70	136,00	0,96
Dano 4	123,70	127,24	2,78

A Figura 5.6 mostra o pós-colapso do experimento para os painéis com os danos 1, 2 e 4. Observa-se que o modo de colapso do modelo numérico reproduz muito bem o modo de colapso do experimento.

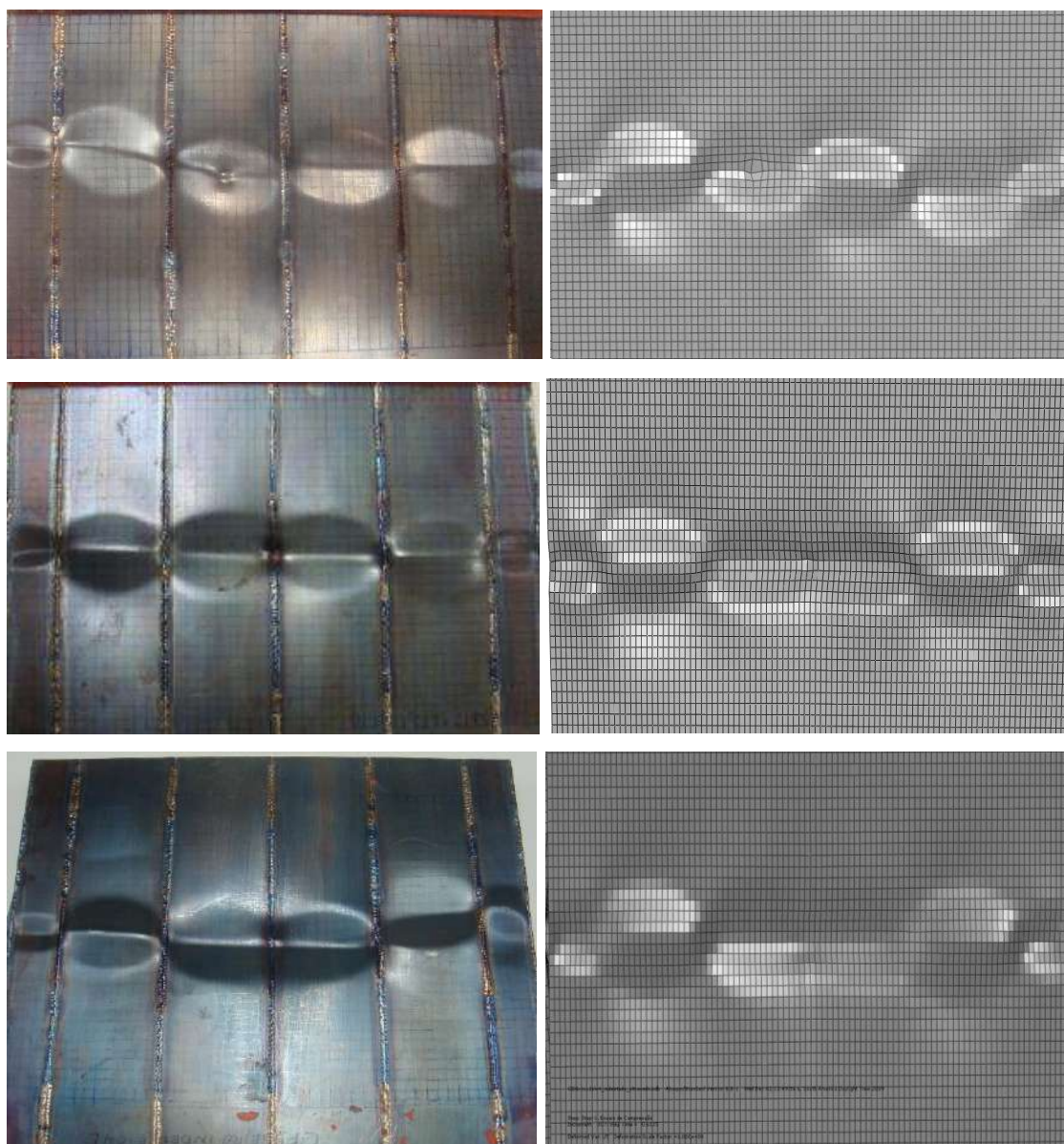


Figura 5.6: Pós-colapso experimental e numérico – Danos 1, 2 e 4

Após os resultados de correlação numérico-experimental indicando uma ótima aderência, tanto para os painéis intactos, quanto para os painéis com danos, verifica-se a perda de resistência nos painéis devido aos danos de massa. A Tabela 5.2 mostra os resultados para os quatro casos.

Tabela 5.2: Perdas de resistência dos painéis danificados

	Intacto (KN)	Dano (KN)	Diferença (%)
Dano 1	136,20	135,30	0,66
Dano 2	137,36	124,37	9,46
Dano 3	137,73	134,70	2,20
Dano 4	137,00	123,70	9,70

Os danos no chapeamento entre reforços praticamente não reduziram a resistência do painel, entretanto, para os dois casos de dano na região de interseção placa/reforço, foi observado uma redução substancial da resistência última do painel. Este resultado de perda de resistência de aproximadamente 10% para o dano na interseção placa/reforço e de baixa perda de resistência para o dano no meio da chapa mostra que a geometria do painel apresenta grande robustez nos reforços quando comparado a robustez da chapa. Consequentemente, o dano na chapa não apresenta influência na resistência do painel, mas o dano na interseção placa/reforço reduz a resistência do painel.

5.1.1 Sequência de falha

Para aumentar o entendimento do processo de colapso dos painéis, foi realizada uma análise da sequência de falha de alguns modelos numéricos. A Tabela 5.3 mostra a sequência de falha para o painel do segundo teste experimental antes da inserção do dano, ou seja, quando intacto. Observa-se que as placas iniciam o processo de falha com apenas 13% do deslocamento aplicado. Com apenas 13,7% do deslocamento, as quatro placas do painel colapsaram. Os reforços suportam um deslocamento maior com a primeira falha ocorrendo com aproximadamente 19% do deslocamento. O reforço central apresentou a maior resistência e resistiu a carga de 21,4% do deslocamento. Nota-se que a resistência dos reforços é substancialmente maior que a resistência das placas.

Tabela 5.3: Sequência de falha para o painel intacto antes da inserção do dano 2

Elemento estrutural	Deslocamento aplicado (mm)
Placa y1	0,264
Placa y-1	0,264
Placa y-2	0,264
Placa y2	0,272
Reforço y1	0,376
Reforço y-1	0,392
Reforço central	0,428

A Tabela 5.4 mostra a sequência de falha do painel danificado (dano 2, figura 5.4). Observa-se que o dano causou um efeito de redução de resistência em todos os elementos estruturais, sendo que o reforço central, que foi o elemento estrutural mais danificado, apresentou a maior queda de resistência ao deslocamento. Mesmo com o dano, o reforço central resistiu um deslocamento maior que as placas, mostrando que a robustez dos

reforços é significativamente superior. Este dano causou uma perda de 9,46% na resistência última do painel.

Tabela 5.4: Sequência de falha para o painel com o dano 2

Elemento estrutural	Deslocamento aplicado (mm)
Placa y-1	0,240
Placa y1	0,252
Placa y-2	0,264
Placa y2	0,264
Reforço central	0,348
Reforço y1	0,372
Reforço y-1	0,432

Um comportamento diferente foi observado para o painel enrijecido com o dano localizado na placa. Observa-se que o dano não causou redução de resistência na placa y1 que recebeu o dano. Os resultados mostraram que o dano na interseção entre placa/reforço além de apresentar maior efeito de redução de resistência, também influenciou a sequência de falha do painel.

Tabela 5.5: Sequência de falha para o painel com o dano 3

Elemento estrutural	Deslocamento aplicado (mm)
Placa y-1	0,264
Placa y-2	0,268
Placa y2	0,268
Placa y1	0,272
Reforço y1	0,372
Reforço y-1	0,416
Reforço central	0,428

5.2 – Resistência última de painéis com mossas

O objetivo desta seção é avaliar a influência de mossas na resistência última de painéis enrijecidos. O dano foi inserido no modelo através de uma simulação dinâmica da colisão. Um modelo numérico tridimensional foi desenvolvido de acordo com o método dos elementos finitos e seguindo as mesmas definições adotadas no capítulo anterior. As análises numéricas foram realizadas com o programa de elementos finitos ABAQUS, considerando as não linearidades geométricas e de material. Os modelos foram desenvolvidos com o elemento de casca S4R. No capítulo anterior foi observado que o efeito Bauschinger tem influência na análise de resistência última de placas com mossa, assim, este efeito foi considerado nas análises deste capítulo. Foram realizadas análises de resistência residual de painéis de convés de um navio graneleiro após a queda de um objeto e, em sequência, de um painel de costado de FPSO após o contato de uma embarcação de apoio.

As simulações foram divididas em duas análises sequenciais:

1. Dano no painel: O dano foi imposto no painel através de um impacto realizado através do pacote explícito do ABAQUS. Para painéis do convés do navio graneleiro utiliza-se de uma esfera para simular a queda de um objeto. Nos painéis do costado de uma plataforma do tipo FPSO utiliza-se uma embarcação de apoio para gerar mossas no costado.
2. Resistência residual do painel: O resultado do dano foi introduzido como estado inicial da simulação de resistência última do painel. São aplicados deslocamentos prescritos na direção longitudinal do painel para compressão até o regime de pós-colapso, seguindo a mesma metodologia utilizada no capítulo 4.

Na primeira etapa da simulação, os painéis foram submetidos à condição de contorno de engaste em todos os bordos e na segunda etapa da análise, o painel enrijecido foi carregado com cargas compressivas. A carga é aplicada incrementalmente através de deslocamentos prescritos na direção longitudinal até a resposta do painel atingir a sua resistência última e, em seguida, simular o seu comportamento no pós-colapso. As condições de contorno podem ser observadas na Figura 5.7.

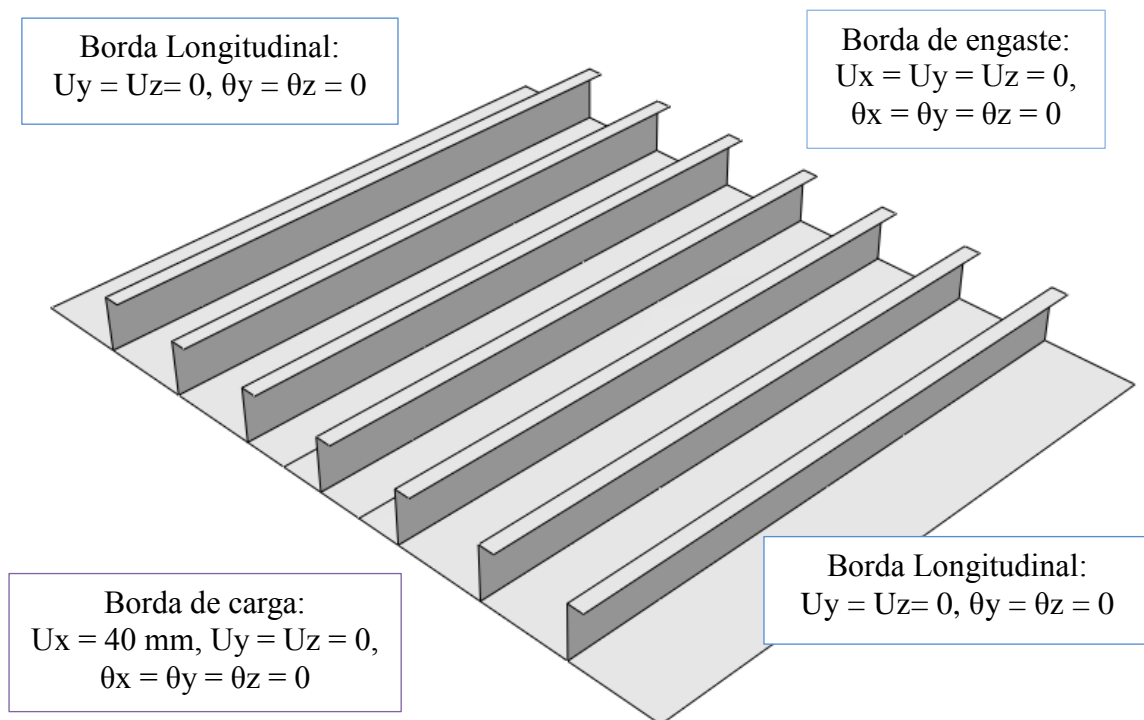


Figura 5.7: Condições de contorno aplicadas ao modelo

Ambos painéis analisados nas próximas seções deste capítulo foram modelados com a curva de material apresentada na Figura 4.3, com tensão de escoamento de 282 N/mm², módulo de elasticidade de 207860 MPa e coeficiente de Poisson de 0,3. Na sequência do capítulo são mostradas as análises numéricas considerando a queda de um objeto em um painel de convés de um navio e uma colisão de baixa energia no costado de um FPSO.

5.2.1 Resistência última residual de painel de convés

Um painel enrijecido do convés de um navio graneleiro foi considerado nas análises. A Figura 5.8 mostra o painel enrijecido. As dimensões do painel são mostradas nas Tabelas 5.6 e 5.7. Os resultados deste estudo foram publicados por Amante e outros [81]. Foram modeladas imperfeições geométricas nas placas e reforços seguindo a equação 2.9, com uma semi-onda na direção transversal e três semi-ondas na direção longitudinal, com amplitude máxima de imperfeição de 0,5% do espaçamento entre reforço (b) para as chapas e 0,1% do comprimento dos painéis (a) para os reforços.

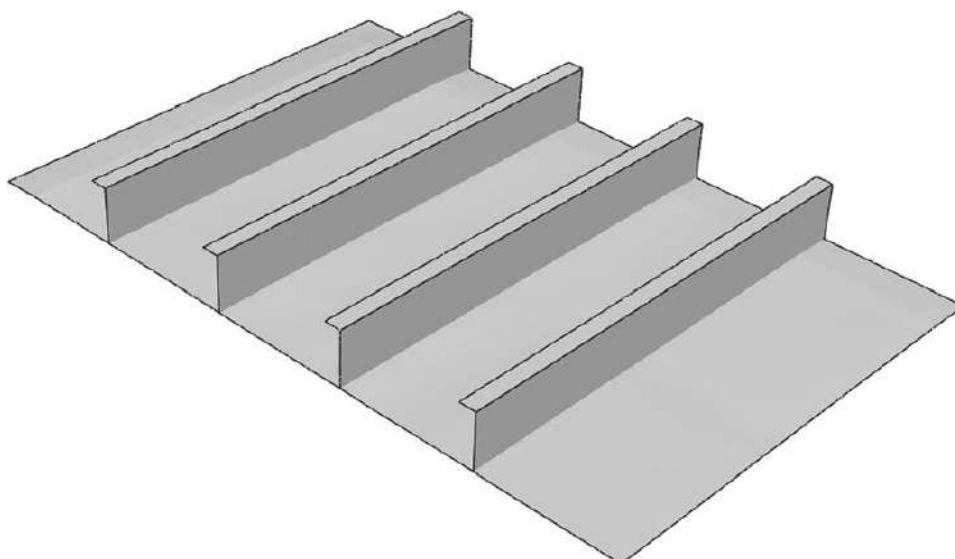


Figura 5.8: PAINEL ENRIJECIDO

Tabela 5.6: Dimensões das chapas (mm)

Comprimento (a)	2400
Espessura da chapa (t)	14,5
Espaçamento entre reforços (b)	785

Tabela 5.7: Dimensões dos reforços (mm)

Espessura da alma	11
Altura da alma (h)	300
Espessura do flange	16
Largura do flange	90

O dano proposto consiste na colisão de uma esfera rígida de 215 mm de diâmetro e 20 toneladas de massa. Foram realizados danos de impacto em seis localizações do painel, conforme mostra a Figura 5.9. A Figura 5.10 exibe uma visualização do modelo com a esfera em rota de colisão com a região de interseção entre a chapa e o reforço. O impacto foi conduzido com uma velocidade de 3 m/s, ou seja, todos os danos apresentam a mesma energia. O resultado da simulação do dano 3 na chapa central do painel pode ser visto na Figura 5.11, onde também se observa a profundidade final do dano, de 103.72 mm. A extensão do dano não se resume ao diâmetro da esfera. Nota-se que a extensão da massa atinge praticamente toda a região da placa entre reforços. Dessa forma, o dano

proposto apresenta características mais reais que os danos impostos localmente com modificações na geometria do painel, onde o dano fica muito localizado ao seu próprio diâmetro. Além disso, o dano simulado dinamicamente leva em consideração as tensões residuais desenvolvidas no impacto. A Figura 5.12 mostra as tensões residuais após a simulação do impacto.

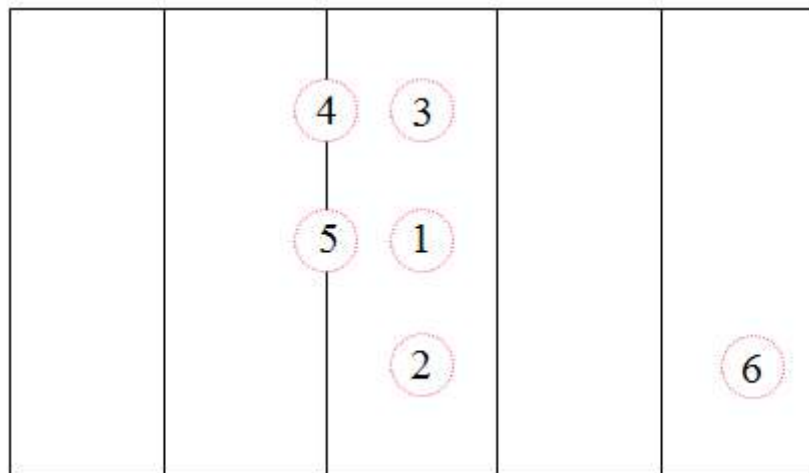


Figura 5.9: Localização dos danos de impacto

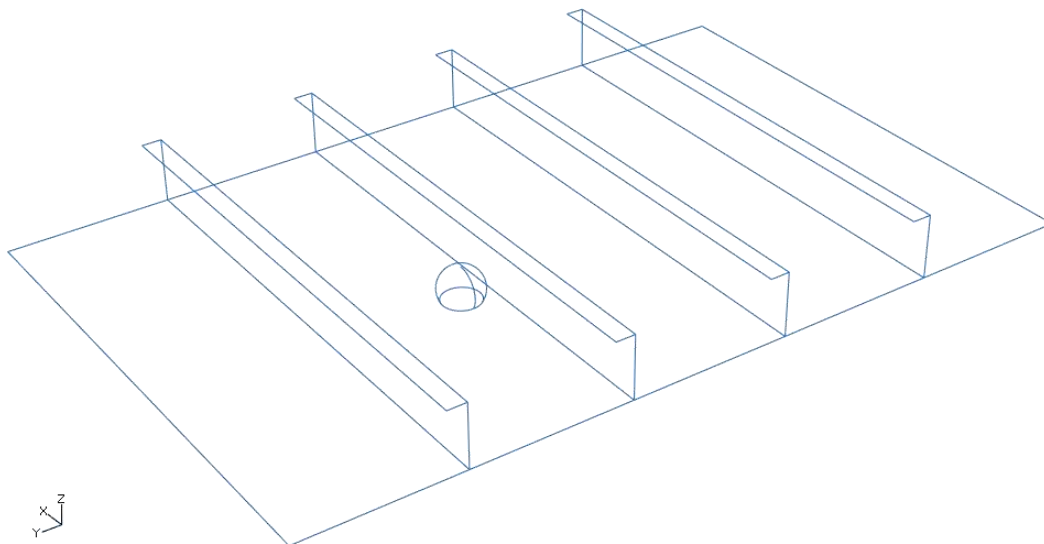


Figura 5.10: Painel e esfera no impacto na região de interseção placa/enrijecedor

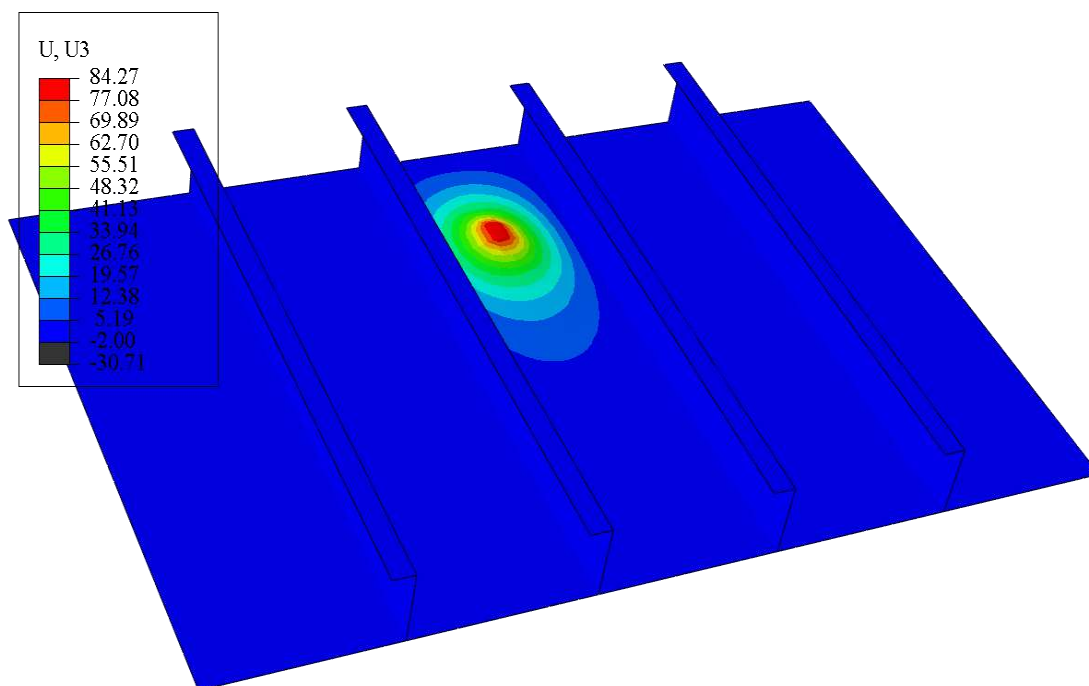


Figura 5.11: Dano proposto para o painel

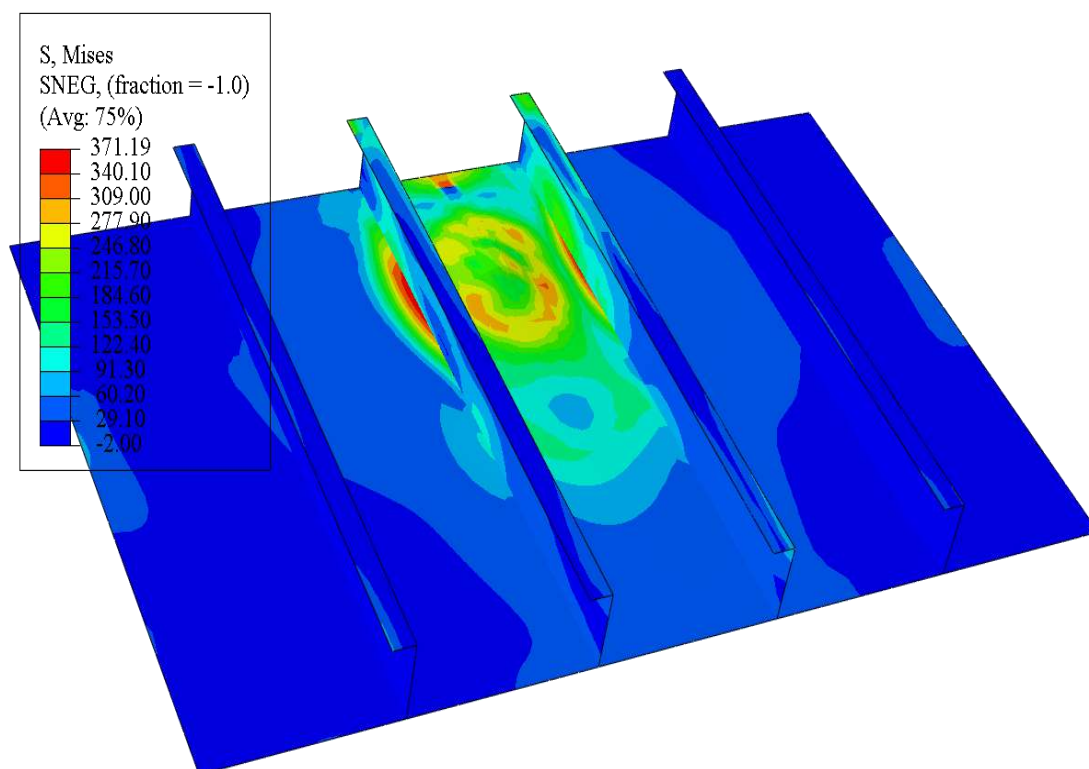


Figura 5.12: Tensões residuais após simulação do impacto

As profundidades dos danos apresentam pequenas diferenças quando o dano é imposto no chapeamento entre reforços. Os valores estão na faixa de 96,19 mm até 103,72

mm. Como as simulações de impacto foram realizadas com a mesma energia nos seis casos estudados, os impactos 4 e 5, que atingem uma região mais rígida (interseção entre a chapa e o enrijecedor), apresentam uma profundidade de 69 mm, que é significativamente menor que as profundidades observadas para os danos localizados nas chapas entre reforços.

A Tabela 5.8 mostra as profundidades finais de cada dano e a respectiva perda de resistência do painel. Os danos 4 e 5, mesmo com menor profundidade, causam maior redução de capacidade de resistência última no painel. Os resultados mostram um comportamento similar ao obtido com os resultados experimentais dos painéis em escala reduzida.

As Figuras 5.13 mostra o pós-colapso do painel intacto e a Figura 5.14 apresenta o pós-colapso dos painéis com os danos 1, 2 e 5. É importante notar que os danos 1 e 5 alteram o modo de falha do painel em relação ao painel intacto.

Tabela 5.8: Perdas de resistência dos painéis devido ao dano

Painel	Profundidade (mm)	Perda de resistência
Intacto	0	0%
Dano 1	103,72	3,62%
Dano 2	96,46	3,13%
Dano 3	96,19	3,40%
Dano 4	69,20	8,00%
Dano 5	69,93	8,13%
Dano 6	97,00	2,46%

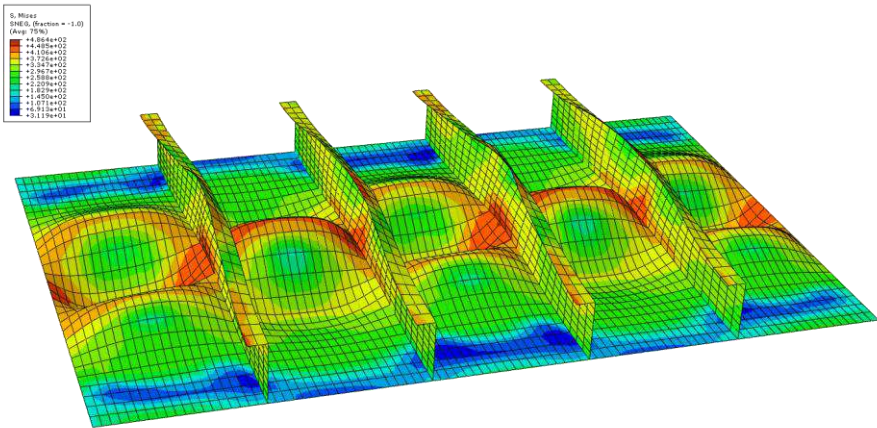


Figura 5.13: Pós-colapso do painel intacto do painel intacto

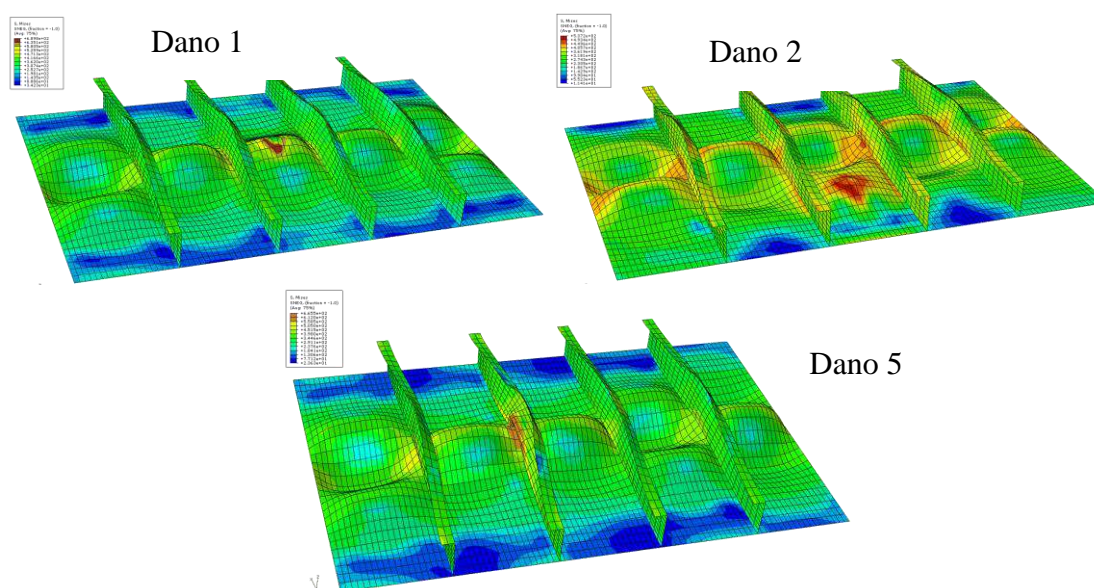


Figura 5.14: Pós-colapso do painel com os respectivos danos 1, 2 e 5 (sentido horário)

Foi realizado um estudo de influência da profundidade do dano na resistência última do painel. Para as placas com os danos 1 e 5 foram impostos novos danos na mesma localização considerando menores energias de impacto. As Tabelas 5.9 e 5.10 mostram a influência da profundidade do dano na placa entre reforços e na interseção entre a placa e o reforço. Observa-se que o painel apresenta maior sensibilidade em relação ao aumento da profundidade do dano na interseção placa/reforço. Nota-se que para um dano com profundidade aproximadamente igual, de 69 mm, a redução de resistência foi substancialmente maior quando o dano estava localizado na interseção entre a placa e o reforço.

Tabela 5.9: Redução de resistência devido à profundidade do dano na placa
(dano 1)

Profundidade do dano	Redução de resistência
Intacto	0%
49.69 mm	2%
69.75 mm	3%
96.19 mm	4%

Tabela 5.10: Redução de resistência devido à profundidade do dano na interseção placa/reforço (dano 5)

Profundidade do dano	Redução de resistência
Intacto	0%
22.57 mm	2%
40.75 mm	4%
69.93 mm	8%

Foi realizada uma análise da sequência de falha do painel intacto e com o dano. A Figura 5.15 mostra os resultados para o painel intacto, onde o reforço suporta um deslocamento 12% maior que a placa. Considerando o painel com o dano 1 (na placa), a diferença na sequência de falha aumenta para 19%. A placa falha mais prematuramente, mas os reforços suportam o restante da carga até a falha completa do painel. Quando o dano está localizado na região de interseção entre a chapa e o reforço, a sequência de falha mostra uma falha quase conjunta, com a falha do reforço ocorrendo com o deslocamento adicional de apenas 1%. Os resultados mostram a maior vulnerabilidade do painel para danos localizados na região de interseção entre a placa e o reforço.

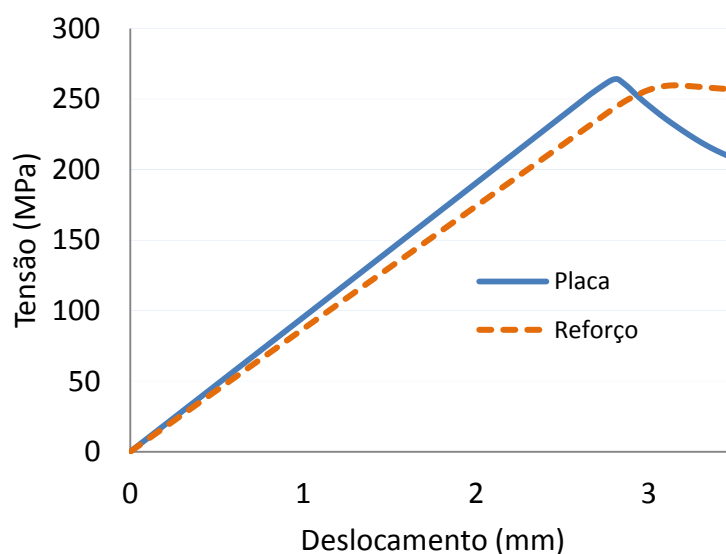


Figura 5.15: Tensão última por deslocamento da placa e do reforço

5.2.2 Resistência última de painel de costado de FPSO com dano de contato de embarcação de apoio

Um painel enrijecido do costado de uma plataforma do tipo FPSO foi considerado nas análises. A Figura 5.16 mostra o costado de uma plataforma. Na mesma figura, no canto superior a direita, observa-se um exemplo de um dano no costado de um FPSO. O painel enrijecido utilizado nesse estudo é mostrado na Figura 5.17. As dimensões do painel são mostradas nas Tabelas 5.11 e 5.12.



Figura 5.16: Costado da plataforma FPSO P-74

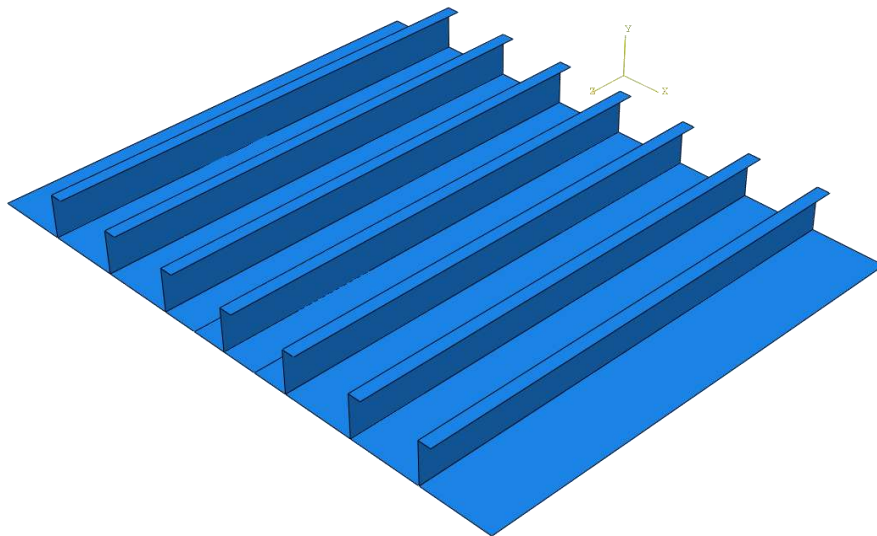


Figura 5.17: Painel enrijecido considerado no estudo

Tabela 5.11: Dimensões das chapas (mm)

Comprimento (a)	5300
Espessura da chapa (t)	22
Espaçamento entre reforços (b)	850

Tabela 5.12: Dimensões dos reforços (mm)

Espessura da alma	11
Altura da alma	500
Espessura do flange	14
Largura do flange	150

Conforme explicado nos capítulos anteriores, modo e amplitude das imperfeições geométricas afetam a resistência última de painéis enrijecidos e devem ser considerados nas análises numéricas. A equação 2.9 foi utilizada para moldar a distribuição das imperfeições que foram adotadas para os modelos. Uma semi-onda foi adotada na direção transversal e seis semi-ondas foram adotadas na direção longitudinal. Foi definido como amplitude máxima de imperfeição geométrica os valores de 0,5% do espaçamento entre reforços para a placa e 0,5% da altura da alma para o reforço. Consequentemente, os respectivos valores de 4,25 mm e 2,5 mm foram adotados no estudo.

Na primeira etapa de análise, o painel sofre um dano devido ao contato não linear de uma embarcação de apoio. A magnitude do dano depende da velocidade de impacto, da massa e da geometria da embarcação de apoio. A Figura 5.18 mostra a embarcação de apoio de 3000 toneladas de deslocamento que foi modelada com elementos rígidos. Não foi considerada massa adicional na análise.

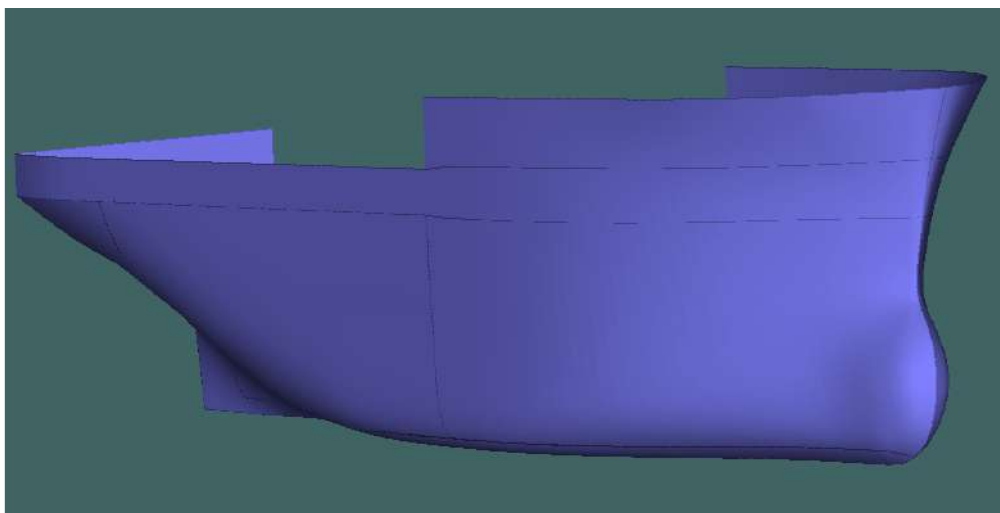


Figura 5.18: Modelo da embarcação de apoio

A velocidade de aproximação de embarcações de apoio para operações com plataformas na Petrobras segue os procedimentos regulamentados pela empresa. Uma das restrições está relacionada à velocidade máxima de aproximação de 0,5 nós, ou aproximadamente 250 mm/s. As simulações seguiram essa magnitude de velocidade para simular apenas danos de contato de embarcações de apoio com baixas energias. Os contatos foram simulados com as velocidades de 100 à 400 mm/s, variando em 50 mm/s para cada simulação, totalizando sete diferentes danos. Os danos foram inseridos em duas localidades do painel:

- 1- No centra da placa entre reforços
- 2- Na interseção entre a placa e o reforço.

Na análise de simulação da colisão, a condição de contorno de engaste em todos os bordos é assumida para o painel enrijecido. As energias envolvidas nas colisões variam de 15 KJ para o contato com a velocidade de 100 mm/s até 0,24 MJ para a velocidade de 400 mm/s. Estes valores de energia estão bem abaixo da energia considerada por normas internacionais para o dimensionamento de resistência à colisão, e representam contatos entre embarcações de apoio e plataformas que ocorrem com maior frequência.

A embarcação de apoio penetra o costado do FPSO até uma profundidade máxima, que engloba as deformações elásticas e plásticas do material. Quando toda a energia de

colisão é transformada em deformações elásticas e plásticas, a embarcação retorna e assim a deformação final apresenta apenas as deformações plásticas. Na Figura 5.19, pode ser visto a embarcação de apoio e o painel após uma colisão. A Figura 5.20 exibe as deformações causadas pela colisão com velocidade de 400 mm/s. Observa-se a profundidade final de 123.2 mm para o dano. A Figura 5.21 mostra uma vista do dano na interseção entre chapa e reforço e a Figura 5.22 mostra a distribuição de tensões no modelo, onde se percebem tensões residuais acima do limite de escoamento do material.

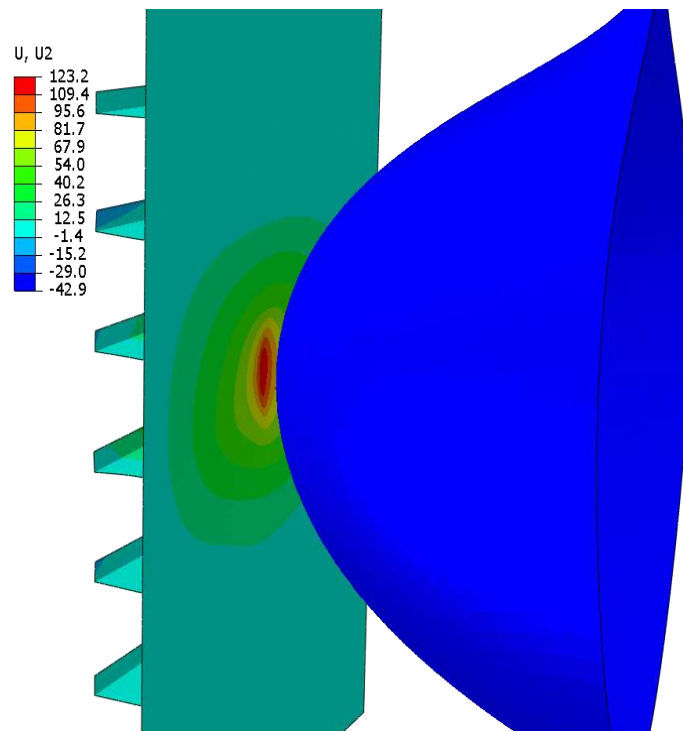


Figura 5.19: Simulação da colisão da embarcação de apoio no painel enrijecido

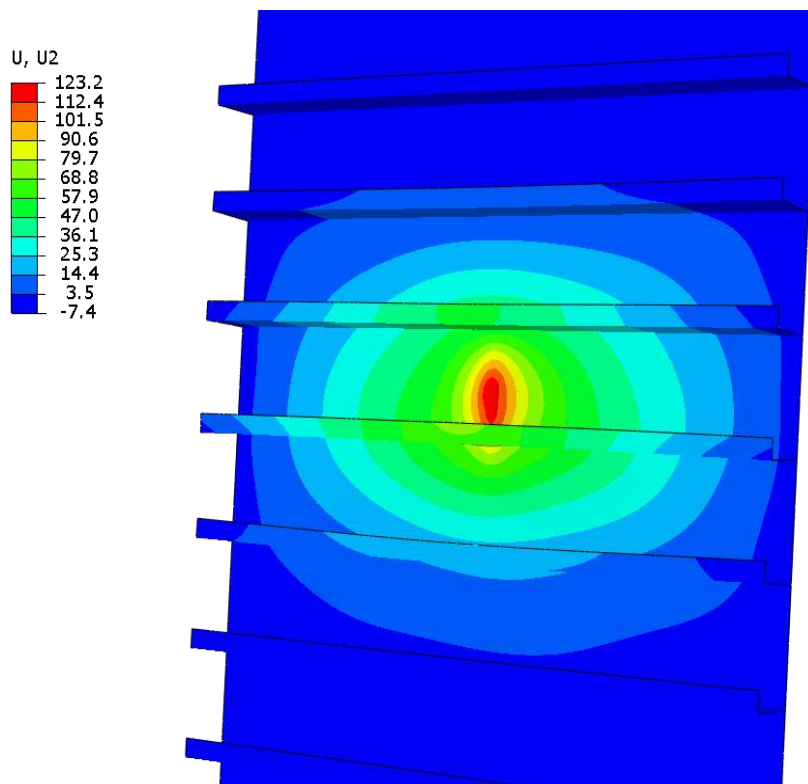


Figura 5.20: Dano para a colisão com velocidade de 400 mm/s

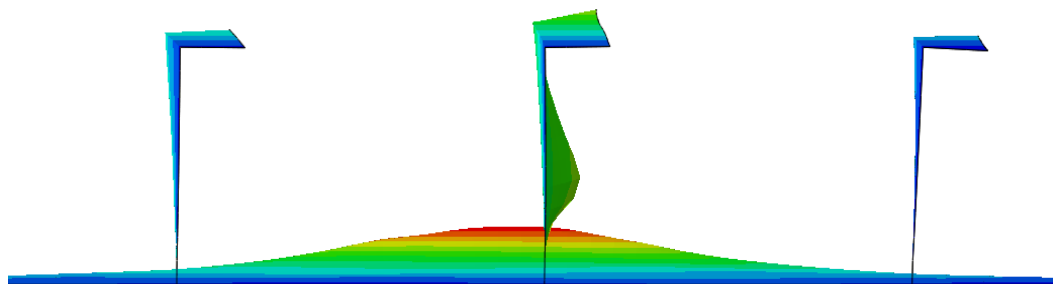


Figura 5.21: Vista do dano na interseção entre a placa e o enrijecedor

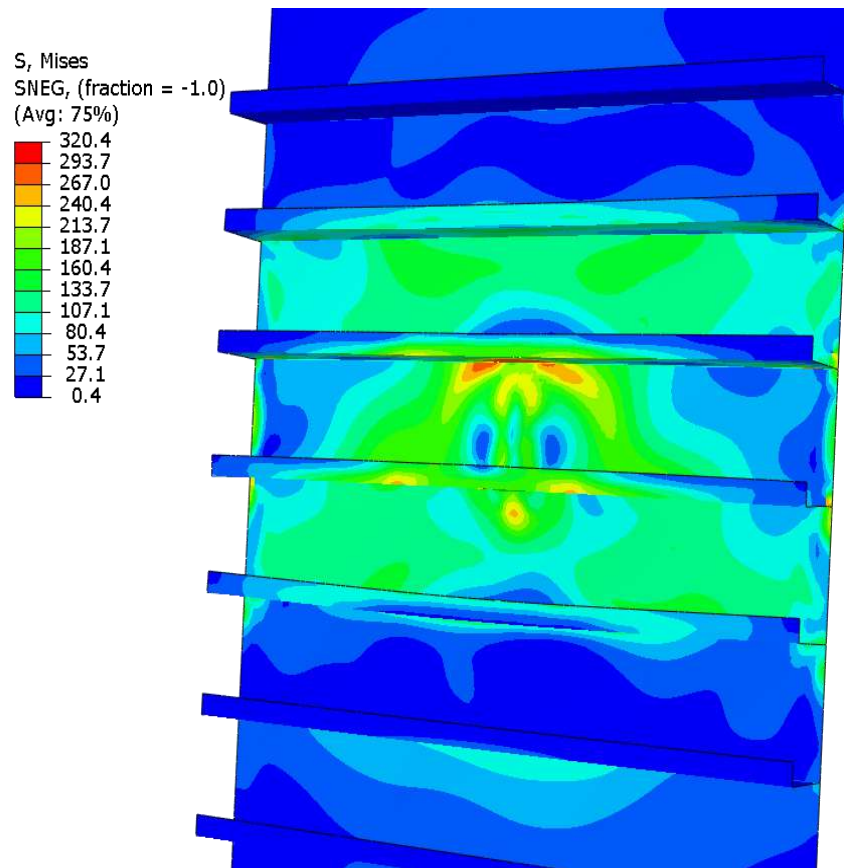


Figura 5.22: Tensões de Von Mises após a colisão

Nas Tabelas 5.13 e 5.14 são observadas as profundidades máximas (deformação elástica + plástica) e as profundidades finais (deformação plástica) para cada dano causado nas simulações. Nota-se que o retorno elástico do dano é significativo e que a profundidade final do dano apresenta valores similares para as duas localizações estudadas. Este resultado de profundidade de dano difere das simulações realizadas anteriormente, onde o impacto na região da placa entre reforços apresentou maior profundidade que o dano na região placa/reforço. Uma possível explicação está relacionada à maior robustez da chapa do costado do FPSO quando comparada com a robustez dos painéis utilizados nas análises anteriores. Outro possível motivo está relacionado à maior região de contato de colisão da proa de uma embarcação de apoio em comparação aos casos analisados anteriormente.

Tabela 5.13: Profundidade do dano para a colisão na placa entre reforços

Colisão	Profundidade máxima (mm)	Profundidade final (mm)
Dano 100	42,5	19,5
Dano 150	62,1	37
Dano 200	82,2	55,1
Dano 250	102,3	73,7
Dano 300	120,8	89,7
Dano 350	139,7	106,8
Dano 400	158,2	123,2

Tabela 5.14: Profundidade do dano para a colisão na região de interseção placa/reforço

Colisão	Profundidade máxima (mm)	Profundidade final (mm)
Dano 100	34,7	16,2
Dano 150	51,1	32,1
Dano 200	72,4	48,1
Dano 250	94,1	64,1
Dano 300	115,3	82,7
Dano 350	136,4	102,6
Dano 400	157,2	122,5

Nas Tabelas 5.15 e 5.16 são mostrados os resultados de perda de resistência para os danos localizados na placa entre reforços e para os danos localizados na inserção placa/reforço. Observa-se uma clara redução de resistência com o aumento da profundidade do dano. Conforme citado, as profundidades de danos são similares e a perda de resistência também apresenta valores similares para as duas localidades de dano. Para os casos de dano na região da placa, a maior perda de resistência é de 7,18% e para os casos de dano na interseção, a maior perda é de aproximadamente 9%. Observa-se uma tendência para que os danos na região placa/reforço penalizem mais a resistência última do painel para danos com maiores profundidades. Entretanto, deve ser observado que de

uma forma geral, as reduções de resistência para as duas localidades de dano apresentam valores similares e estes resultados diferem do resultado apresentado para o painel do convés do navio graneleiro. Nos casos anteriores, o dano no painel na região de interseção entre a chapa e o reforço resultou em maiores perdas de resistência última mesmo com menores profundidades de dano.

Tabela 5.15: Redução de resistência para o dano localizado na placa entre reforços

Painel	Força (MN)	Profundidade do dano (mm)	Redução da Resistência
Intacto	54.20	0	0%
Mossa 100	53.40	19.5	1.66%
Mossa 150	52.90	37	2.58%
Mossa 200	52.40	55.1	3.50%
Mossa 250	51.90	73.7	4.42%
Mossa 300	51.50	89.7	5.16%
Mossa 350	51.00	106.8	6.08%
Mossa 400	50.40	123.2	7.18%

Tabela 5.16: Redução de resistência para o dano localizado na interseção placa/reforço

Painel	Força (MN)	Profundidade do dano (mm)	Redução de Resistência
Intacto	54,20	0	0%
Mossa 100	53,60	16,2	1,29%
Mossa 150	52,90	32,1	2,58%
Mossa 200	52,40	48,1	3,50%
Mossa 250	52,00	64,1	4,24%
Mossa 300	51,20	82,7	5,71%
Mossa 350	50,30	102,6	7,37%
Mossa 400	49,50	122,5	8,84%

O painel analisado apresenta espessura de chapa robusta, com 22 mm, significativamente superior que a espessura de 14,5 mm do painel do convés no navio graneleiro, enquanto os reforços apresentam dimensões similares. Além desta diferença dimensional, o tipo de dano deve ser investigado, pois existe uma diferença importante na área de contato da colisão entre o dano de queda de objeto e o dano simulado para este caso. Comparando as Figuras 5.21 e 5.22, que mostram danos ocasionados pela colisão da proa bulbosa de uma embarcação de apoio, com a Figura 5.10, percebe-se a diferença em relação a área danificada. Para investigar esse efeito, foi realizada uma colisão no painel de costado de FPSO com o mesmo objeto esférico utilizado na análise dos painéis do navio graneleiro. Foi realizada uma colisão com uma velocidade de 0,4 m/s e 3000 toneladas. A Figura 5.23 mostra a profundidade final do dano para os casos de colisão na interseção placa/reforço e no meio da placa. Para a colisão com menor área de contato nota-se uma diferença de profundidade entre as duas regiões e isso não foi observado na colisão com o bulbo, mas a diferença de profundidades não foi significativa como o caso do painel de navio graneleiro.

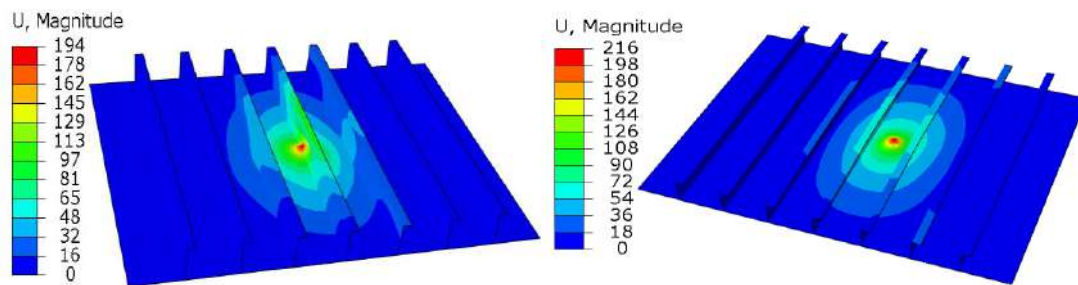


Figura 5.23: Profundidade de dano para a colisão de uma esfera em painel de costado de FPSO

Em relação à resistência última do painel danificado, o dano na placa gerou uma perda de resistência de 7,3% e o dano região de interseção placa/enrijecedor reduziu a resistência em 10%, mesmo com um dano com menor profundidade. Este resultado confirma que no caso de um dano concentrado, onde a área de dano se restringe à região de interseção entre a placa e o reforço, existe uma diferença de resposta de resistência residual considerando as duas localizações de dano, principalmente para painéis com baixa relação de robustez entre placa e reforço.

Baseado nos resultados obtidos com as análises, os painéis enrijecidos de estruturas oceânicas deveriam ser projetados com reforços de maior robustez em regiões

passíveis de carregamentos de impacto ou acidentes com colisões, para manter um nível de integridade aceitável em casos de acidentes com colisões.

As figuras a seguir mostram o pós-colapso para a análise de colisão com a embarcação de apoio. A Figura 5.24 mostra, como referência, o pós-colapso do painel intacto. Nas Figuras 5.25 até a 5.27 observa-se que o dano altera o pós-colapso do painel. A modificação no modo de colapso ocorre mesmo para danos com pequena profundidade, como mostrado na Figura 5.25. A influência da profundidade do dano no aspecto do colapso do painel está bem caracterizada nas Figuras 5.26 e 5.27.

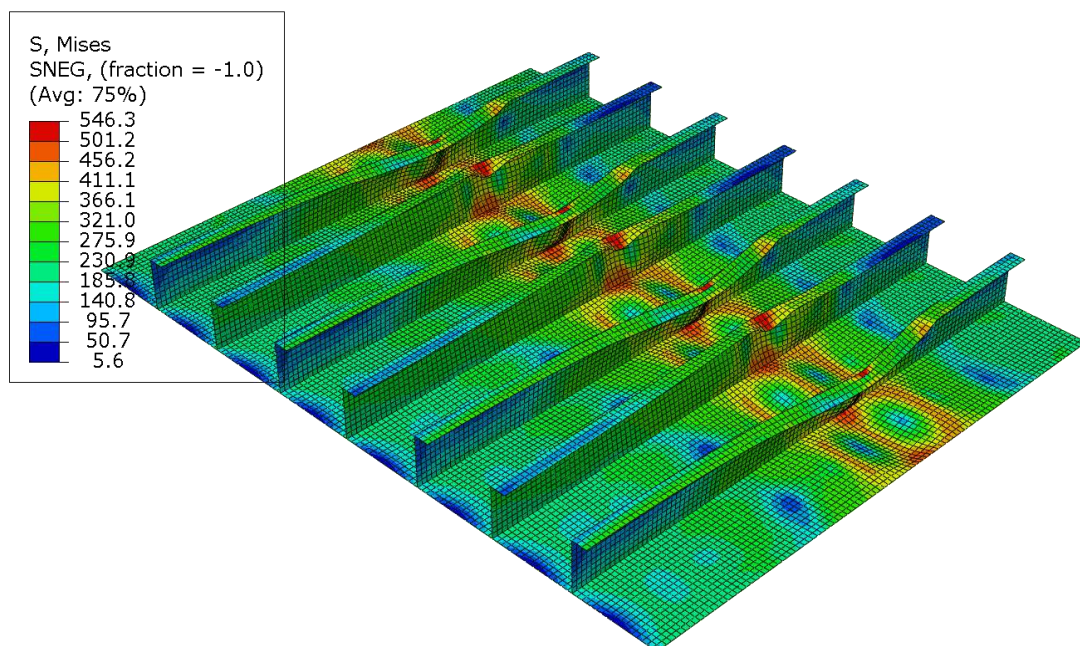


Figura 5.24: Pós-colapso do painel intacto

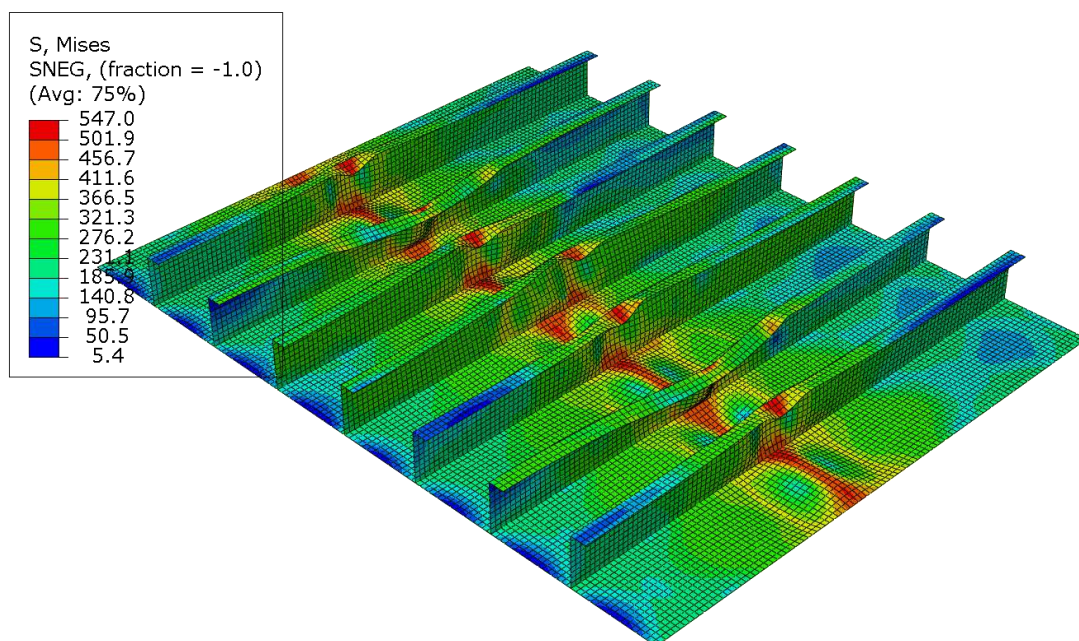


Figura 5.25: Pós-colapso – Profundidade do dano = 19.5 mm na placa entre reforços

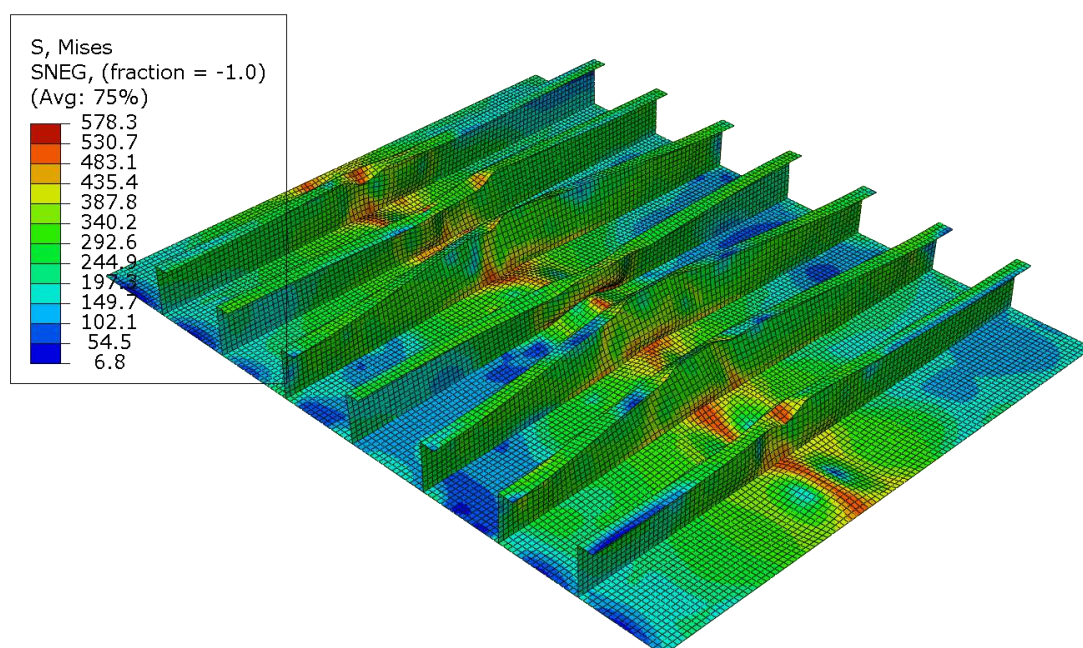


Figura 5.26: Pós-colapso – profundidade do dano = 123.2 mm, na placa entre reforços

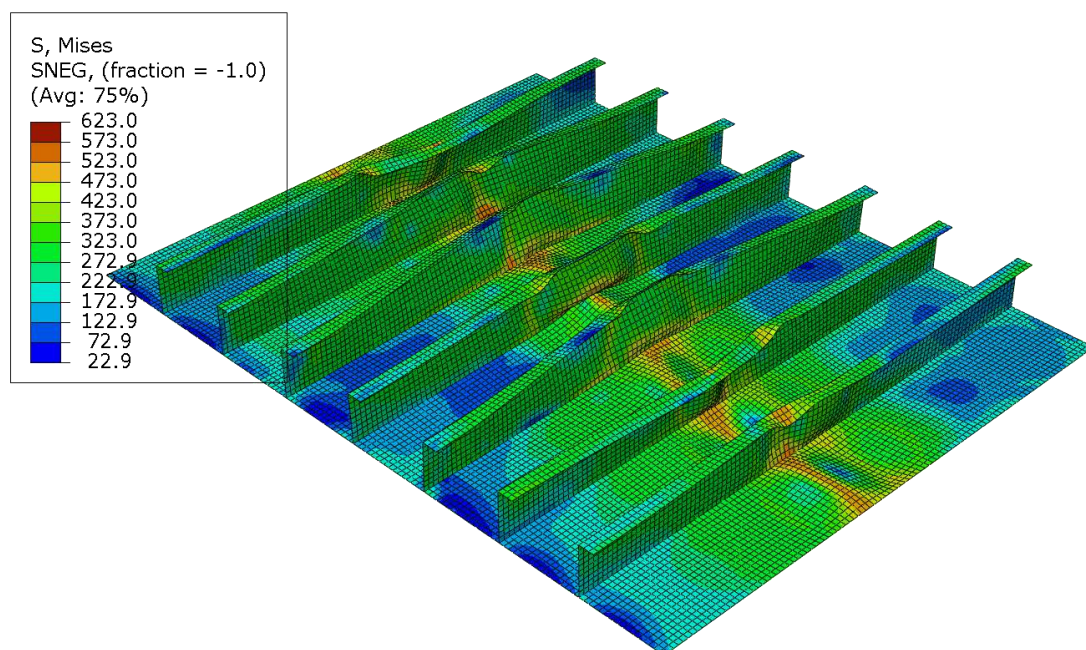


Figura 5.27: Pós-colapso – profundidade do dano = 122.5 mm, na interseção entre placa e reforço

Capítulo 6

Correlação numérico e experimental da resistência última longitudinal de navios

Com o objetivo de investigar a resistência última e o colapso progressivo de uma estrutura que apresenta comportamento sob flexão similar ao comportamento do navio, o capítulo apresenta os resultados de um teste experimental de flexão por quatro pontos de uma viga-caixão. Foram descritos todos os passos para realizar o experimento, desde a construção do modelo, medição das imperfeições geométricas, ensaio de flexão e o desenvolvimento do estudo numérico com o objetivo de reproduzir o teste experimental. Os resultados experimentais e numéricos são comparados e analisados. O capítulo também mostra os resultados de simulações numéricas que foram desenvolvidas para reproduzir testes experimentais realizados no trabalho de Nishihara [91].

6.1 – Introdução

A história mostra importantes casos de ocorrência de falhas estruturais catastróficas, que resultaram na perda total da resistência última longitudinal de navios. Em julho de 1980, o navio petroleiro VLCC de casco simples, Energy Concentration, apresentou uma falha catastrófica quando quebrou ao meio, no porto de Roterdã na Holanda. A Figura 6.1 mostra o navio de 312,73 m de comprimento entre perpendiculares, 48,24 m de boca e 25,20 m de pontal, partido ao meio. A falha estrutural ocorreu na operação de descarregamento de óleo no porto. Essa operação gerou um momento vertical de flexão longitudinal acima da máxima capacidade da viga navio. Rutherford e Caldwell [118] investigaram a resistência última longitudinal do Energy Concentration. Eles concluíram que a análise de resistência última do navio é uma medida significativa, que deve ser determinada na fase de projeto estrutural. Deve ser considerada uma margem de segurança baseada na resistência última longitudinal do casco.



Figura 6.1: Falha catastrófica do Energy Concentration [117]

Em novembro de 2002, ocorreu outro acidente com falha catastrófica da estrutura primária da viga navio. O Prestige, navio petroleiro de 240 metros de comprimento, causou um grande desastre ambiental ao quebrar em duas partes no nordeste da Espanha. A Figura 6.2 mostra o colapso do navio. O navio apresentava danos estruturais e um

histórico de reparos com baixa qualidade. Uma falha estrutural causou grande alagamento da embarcação e na sequência, com o aumento dos carregamentos de alagamento e dos carregamentos dinâmicos, o momento de flexão atuante excedeu o limite de capacidade da viga navio.

Os acidentes citados, mostram a importância da avaliação da resistência última longitudinal do navio. Para minimizar as chances da ocorrência de falhas catastróficas, existe a preocupação em garantir que os navios apresentem suficiente margem de segurança em relação ao máximo momento de flexão de resistência última longitudinal.



Figura 6.2: Colapso estrutural do navio Prestige em 2002 [117]

Testes experimentais podem proporcionar uma fonte incalculável de conhecimento para a validação de modelos numéricos. Entretanto, em termos de análises de resistência última de navios, há uma grande limitação de testes experimentais, principalmente devido à impraticabilidade e custos necessários para testes em escala real. Do ponto de vista do comportamento estrutural sob cargas de flexão, o corpo paralelo do navio pode ser comparado à uma viga-caixão. Assim, estas estruturas vêm sendo utilizadas em pesquisas com testes experimentais para investigar o seu comportamento estrutural de resistência última longitudinal sob cargas de flexão. O desenvolvimento de modelos numéricos confiáveis e com a capacidade de reproduzir testes experimentais de vigas-caixão sob flexão foi definido como um dos objetivos da tese. Os principais

parâmetros, como refinamento de malha, modelo de material (plasticidade), condições de contorno, imperfeições de fabricação devem ser estudados e considerados de forma bastante precisa para alcançar uma boa correlação entre os resultados numéricos e experimentais.

6.2 – Resistência última longitudinal: Testes experimentais

O capítulo anterior mostrou a grande eficiência e precisão na análise numérica de resistência última de painéis intactos e com danos. Os resultados encontrados mostraram a grande capacidade das técnicas de análise por elementos finitos, para a reprodução dos variados fenômenos que ocorrem durante a falha da estrutura, entre os quais, podem ser citados a flambagem, a plasticidade, o colapso, o pós-colapso e principalmente, a precisa estimativa para a carga limite compressiva de painéis enrijecidos com danos. Em relação aos estudos experimentais de momento último de flexão de navios, a quantidade de publicações é reduzida. A razão para esta escassez de dados experimentais está relacionada com as dimensões dos protótipos e os custos associados à execução dos mesmos.

O importante trabalho experimental de Dow [119] é o único teste experimental de resistência última à flexão disponível na literatura a realizar um experimento com as dimensões de uma embarcação em escala real. Neste experimento, um modelo de 1/3 de uma fragata foi carregado com o momento vertical de tosamento até que o seu colapso estrutural fosse alcançado. O modelo apresentava cinco compartimentos no seu comprimento total de 18 metros. Trabalhos com diversas metodologias de cálculo foram desenvolvidos para realizar comparações com o resultado experimental de Dow [119]. Benson [33] em sua tese de doutorado mostrou bons resultados numéricos em simulações para a reprodução deste experimento. Em seu estudo ambos os métodos, de elementos finitos e do colapso progressivo, produziram bons resultados de correlação.

Testes experimentais com modelos reduzidos e em forma de viga-caixão, que correspondem ao comportamento de um corpo paralelo de um navio, são mais encontrados na literatura. Nishihara [91] realizou ensaios de flexão de vigas caixão que representavam a estrutura simplificada de diversos tipos de navios. Dowling e outros [120] realizaram dois ensaios de flexão em vigas caixão, típicas de pontes. Essa geometria era semelhante à um casco de navio. Os resultados obtidos por Dowling e outros [120]

foram utilizados para a validação de alguns métodos de estimativa de resistência última de navios.

Uma série de estudos numéricos e experimentais com vigas-caixão representando o corpo paralelo de navios foi conduzido pelo Instituto Superior Técnico de Lisboa (IST). Gordo e Guedes Soares [121] e Saad-Eldeen e outros [122] são algumas das referências destes estudos.

Em um dos estudos realizados pelo comitê de resistência última do ISSC 2015 [2], 9 participantes utilizaram diversos programas de elementos finitos (ABAQUS, ANSYS e outros), com diferentes metodologias de cálculo, para desenvolver modelos numéricos com a finalidade de reproduzir os resultados numéricos do experimento de flexão por quatro pontos de uma viga-caixão de aço de alta resistência desenvolvido em algumas das publicações do IST. Resultados importantes foram obtidos nesta análise. Os resultados de momento vertical último observado em todas as análises numéricas, mesmo utilizando diversos métodos diferentes de cálculo, mostraram diferenças menores que 10%. O maior desvio encontrado para a média dos resultados numéricos foi de apenas 3%, o que mostra a consistência dos resultados obtidos pelos modelos em elementos finitos. Quando comparado com os resultados experimentais de Gordo e outros [121], foi observado uma grande diferença entre os resultados numéricos e os resultados experimentais. O comitê [2] mencionou que a grande diferença entre os resultados sugere que um ou mais parâmetros da especificação do experimento poderiam ser diferentes no momento do teste. Estudos adicionais investigaram a influência das imperfeições geométricas, material e espessura de chapa na tentativa de apresentar melhor correlação entre os resultados numéricos e experimentais. O material mostrou pouca influência nos resultados e a mudança de espessura, conforme esperado, apresentou um efeito significativo na resistência última.

Benson [33] tentou reproduzir numericamente este experimento em sua tese de doutorado. Ele obteve resultados de valor de pico de resistência última bem abaixo do resultado experimental. Uma explicação para a pobre correlação foi relacionada à possível limitação de informações reais do experimento. Outra hipótese levantada está baseada na aplicação do carregamento no aparato do experimento. A conexão entre as vigas de carregamento e o modelo central pode ter causado uma restrição no flange superior do modelo, ocasionado um aumento da rigidez.

Rim e outros [123] conduziram testes experimentais com modelos reduzidos de vigas-caixão. Eles investigaram o efeito de danos nas placas equivalentes ao fundo de um navio. Os modelos apresentavam seção de 720mm × 720mm e 900 mm de comprimento. Foram fabricadas cinco vigas-caixão para realizar experimentos de resistência última em carregamento de flexão. Foi analisada uma viga intacta e quatro vigas danificadas. Os autores concluíram que o aumento do tamanho dano em relação à boca do navio, reduz a resistência última da viga-caixão. O maior dano, que alcançava 30% da boca da viga, causou uma redução de 20% da resistência última, quando comparada com o resultado do teste com o modelo intacto. Os autores desenvolveram modelos numéricos para comparar com os resultados experimentais, mas não mapearam as imperfeições de fabricação. Os resultados numéricos apresentaram maior rigidez e valor de pico de resistência última na comparação com os resultados experimentais. As grandes diferenças observadas nos resultados foram atribuídas às imperfeições geométricas e tensões residuais que não foram consideradas no modelo numérico.

Yamada e Takami [124] conduziram o teste experimental de uma viga-caixão com um furo na lateral que representava um navio com um furo no costado. A seção do modelo apresentava dimensões de 900mm x 450 mm e 2430 mm de comprimento, e o dano em forma de um furo de 150 mm de diâmetro. Eles construíram o modelo numérico sem a consideração das imperfeições de fabricação, mas apresentaram uma boa correlação entre os resultados numéricos e experimentais.

6.2.1 Análise experimental de Nishihara

Nishihara [91] realizou uma série de experimentos com modelos reduzidos com seções típicas de navios petroleiros, graneleiros e porta contentores. Oito modelos experimentais, em escala reduzida, foram fabricados para comparar o momento vertical último obtido no teste com uma metodologia analítica de cálculo desenvolvida em seu trabalho.

A correlação numérica e experimental é uma forma de avaliar alguns parâmetros de incertezas que são importantes para desenvolver um modelo numérico adequado. Dessa forma, quatro modelos numéricos foram desenvolvidos para realizar uma

correlação entre os resultados dos modelos numéricos desenvolvidos e os resultados experimentais obtidos do trabalho de Nishihara.

A Figura 6.3 mostra a seção e as dimensões dos modelos MST-3 e MST-4. Estes modelos representam um navio petroleiro de casco simples e apresentam espessuras respectivas de 3,05 mm e 4,35 mm. A Figura 6.4 mostra a seção e as dimensões do modelo MSD, que representa um navio petroleiro de fundo duplo. Este modelo foi construído com chapas de 3,05 mm de espessura. A Figura 6.5 exibe uma vista lateral dos modelos que foram desenvolvidos com extensão longitudinal de 540 mm. Os materiais utilizados nos testes experimentais estão listados na Tabela 6.1. A Figura 6.6 mostra uma vista em perspectiva de um dos modelos numéricos desenvolvidos nesta tese.

Tabela 6.1: Propriedades do material

Espessura	Tensão de escoamento	Módulo de Young	Poisson
3,05 mm	293 MPa	211 GPa	0,277
4,35 mm	269 MPa	212 GPa	0,289

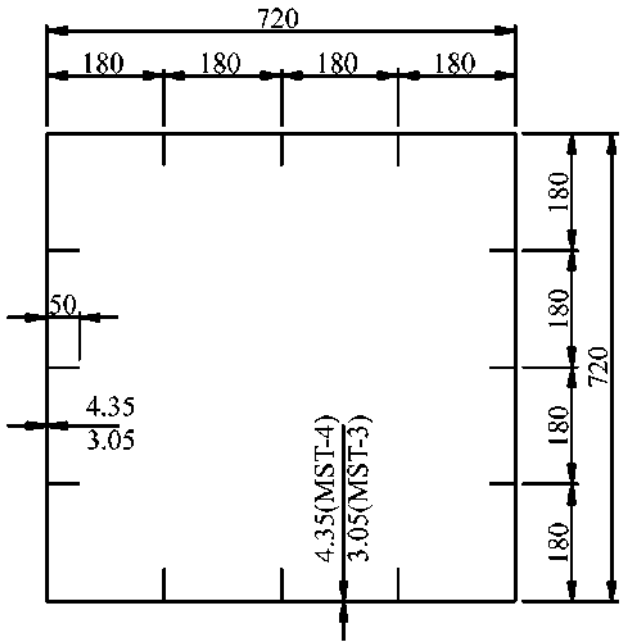


Figura 6.3: Dimensões (mm) da seção dos modelos MST-3 e MST-4

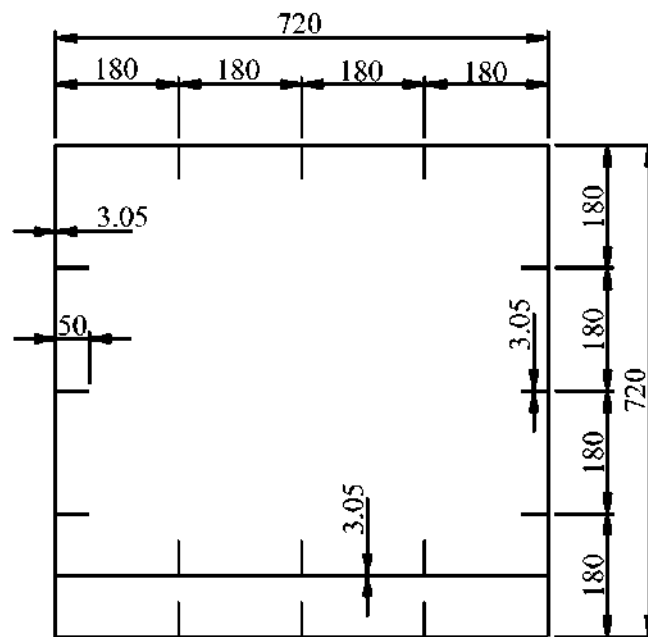


Figura 6.4: Dimensões da seção do modelo MSD

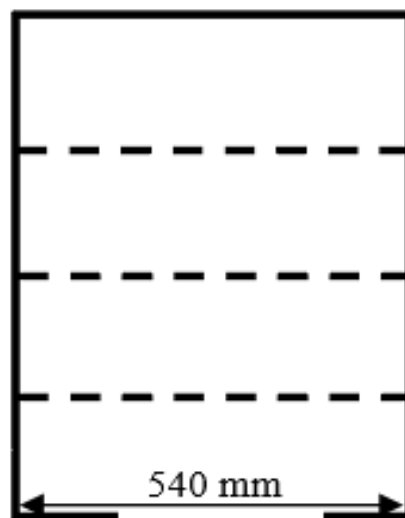


Figura 6.5: Vista lateral dos modelos experimentais

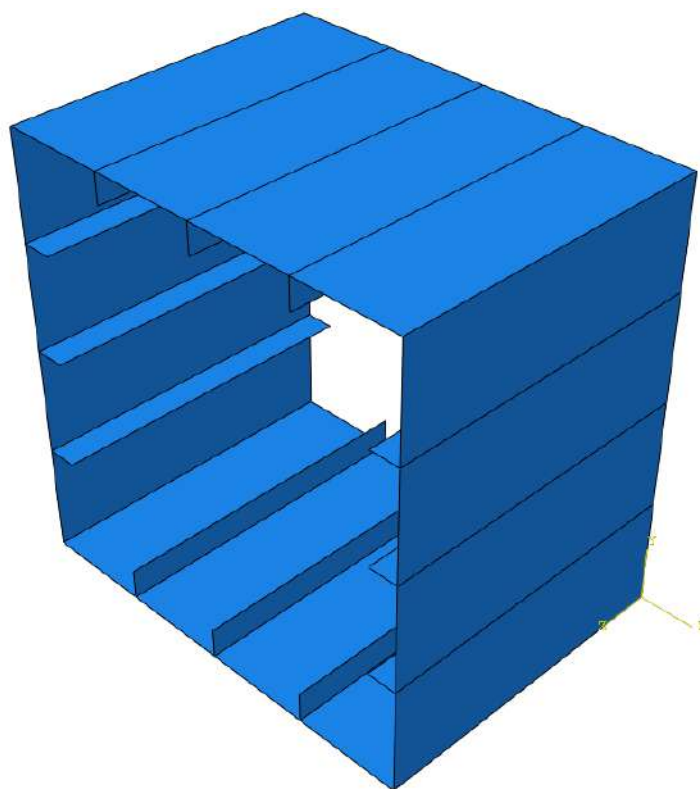


Figura 6.6: Modelo desenvolvido

As imperfeições geométricas foram definidas no modelo com base nas considerações da seção 2.3.1 do capítulo 2. Conforme mencionado, quando existem dados disponíveis de medições das imperfeições, a modelação pode ser realizada com a reprodução exata da superfície da estrutura. Com esses dados, o modelo numérico poderia representar o modelo experimental com maior precisão. Entretanto, não foram realizadas medições da superfície dos modelos no experimento de Nishihara. Consequentemente, foi necessário atribuir um modo de distribuição das imperfeições geométricas ao modelo numérico de modo que o resultado numérico de resistência última apresentasse valores similares aos resultados do experimento.

Inicialmente, dois modos de distribuição foram adotados na primeira análise. A Figura 6.7 mostra o modelo com o modo de distribuição de duas meias ondas na direção longitudinal. O modelo com duas meias ondas segue o modo natural de flambagem da estrutura. Um modelo com três meias ondas na direção longitudinal também foi testado. Três meias ondas seguem a relação a/b da placa que é igual a 3. Ambos os modos apresentam uma meia onda na direção transversal. Foi considerada como amplitude máxima de imperfeição, o nível leve da Tabela 2.2 do capítulo 2.

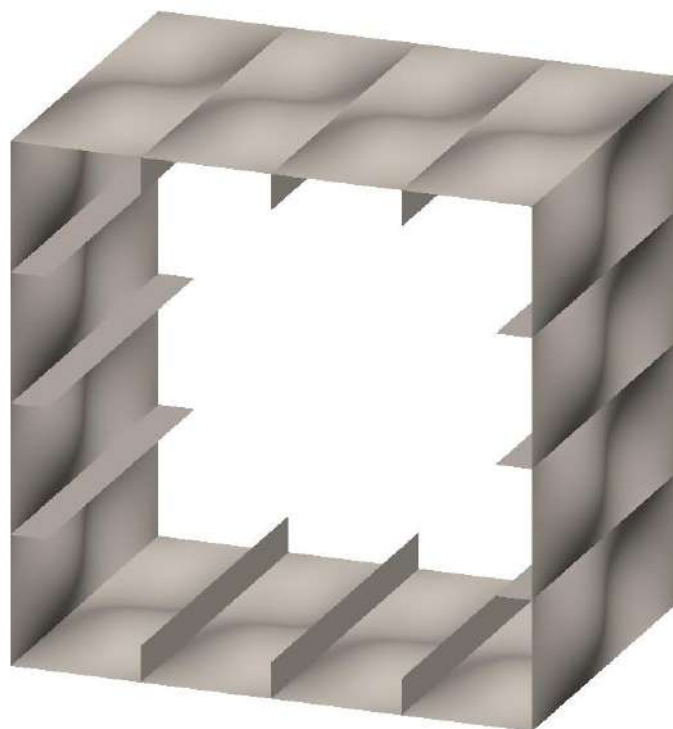


Figura 6.7: Distribuição das imperfeições geométricas com o modo de distribuição 2

Foram aplicadas as condições de contorno e carregamento de momento livre, onde os nós de uma extremidade recebem rotações prescritas e os nós da extremidade oposta recebem a condição de engaste. Uma rotação total de 0,005 radianos foi aplicada em um dos pontos de referência situado no centro da seção transversal que foi acoplado aos nós através de elementos rígidos. Detalhes desta condição de contorno são descritos no próximo capítulo. A rotação aplicada foi suficiente para levar a estrutura ao colapso e em sequência verificar o seu comportamento no pós-colapso.

A Figura 6.8 mostra o pós- colapso da estrutura do modelo MST-3 para a condição de imperfeição inicial com duas e três meias ondas. Observa-se uma grande diferença para o modo de colapso nas diferentes imperfeições geométricas adotadas. Quando a estrutura apresenta inicialmente o modo dois, a falha ocorre com uma configuração bem definida, apresentando concavidades alternadas entre cada chapa entre reforços. Quando apresenta inicialmente o modo três, o colapso segue, aproximadamente, o modo de imperfeição geométrica inicial com três meias ondas.

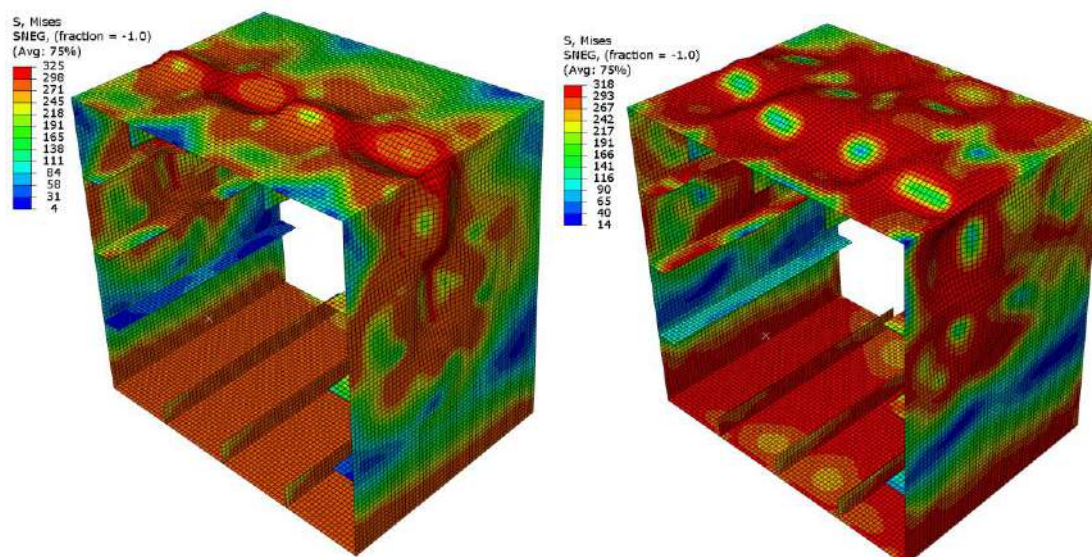


Figura 6.8: Falha do modelo MST-3 para as distribuições de imperfeição geométrica com o modo 2 (esquerda) e modo 3 (direita)

A Figura 6.9 mostra os resultados de resistência última para as duas configurações de imperfeições geométricas. Observa-se que o momento último da estrutura com o modo de distribuição 2 apresenta um valor mais próximo do momento último obtido experimentalmente no teste realizado no trabalho de Nishihara [91]. A diferença entre os resultados de resistência última obtido no teste experimental e nos modelos numéricos desenvolvidos nesta tese podem ser comparados, onde observa-se um aumento de 4,83% para o pico de resistência quando se considera o modelo com duas semi-ondas de imperfeição e um aumento de 11,7% para o modelo com três semi-ondas. Dessa forma, o primeiro modelo numérico desenvolvido reproduz satisfatoriamente o teste experimental para o modelo MST-3. Para as próximas análises adota-se a configuração de modo 2 como modo de imperfeição geométrica inicial.

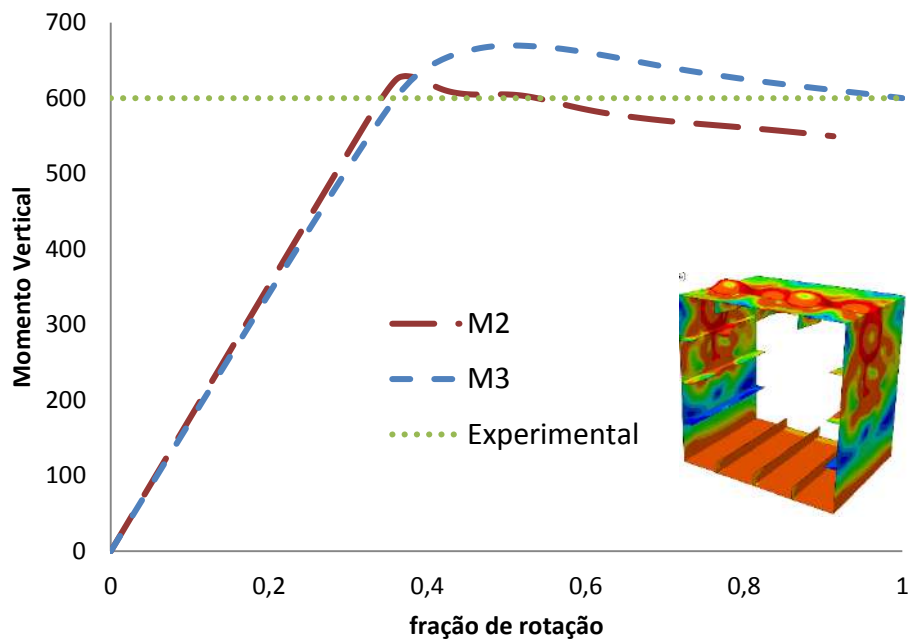


Figura 6.9: Momento último do modelo MST-3 (N.m)

O pós-colapso do modelo MST-4 é mostrado na Figura 6.10. Observa-se uma nova configuração de pós-colapso quando comparado com o modelo MST-3. Neste modelo numérico, a diferença de resultado de resistência última é de apenas 0,74% quando comparado com o resultado experimental.

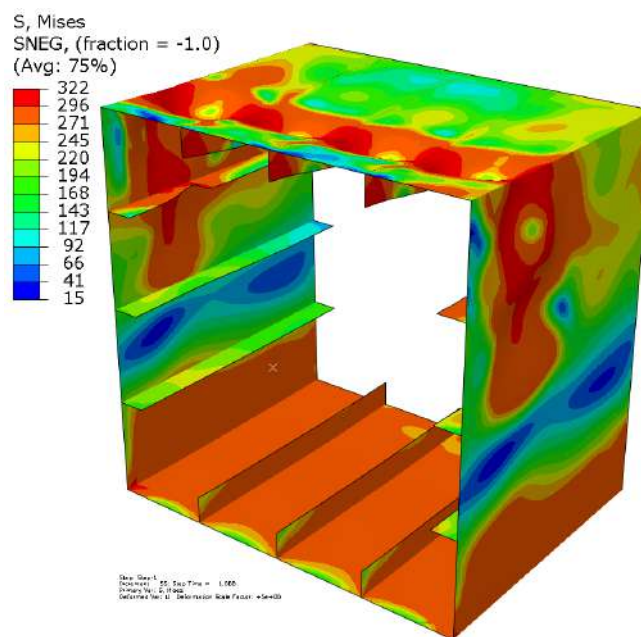


Figura 6.10: Pós-colapso do modelo MST-4

O modelo MSD representa um navio com fundo duplo e foi avaliado para as condições de aquebramento e tosamento. As Figuras 6.11 e 6.12 mostram o pós-colapso do modelo numérico. Os resultados obtidos mostram uma boa correlação numérico-experimental. Em carregamento de aquebramento foi encontrada uma diferença de 7,60% entre o resultado de resistência última do modelo numérico e experimental. Para o caso de carregamento de tosamento, a diferença foi de apenas 2,15%.

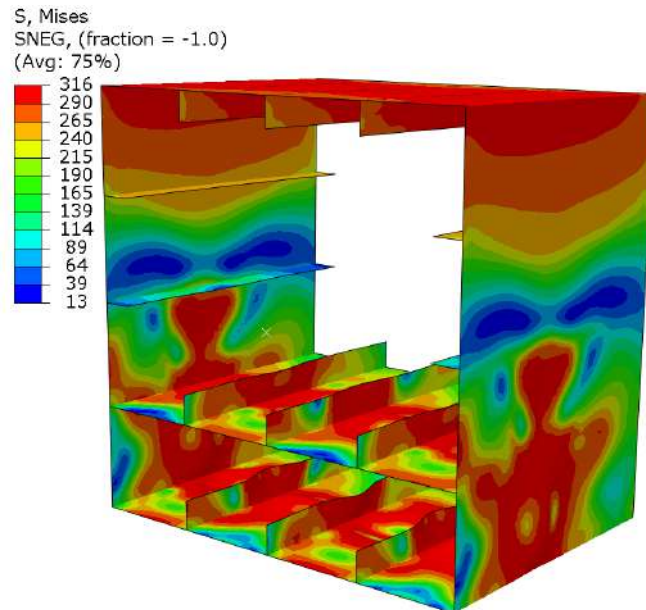


Figura 6.11: Pós-colapso do modelo MSD em momento de aquebramento

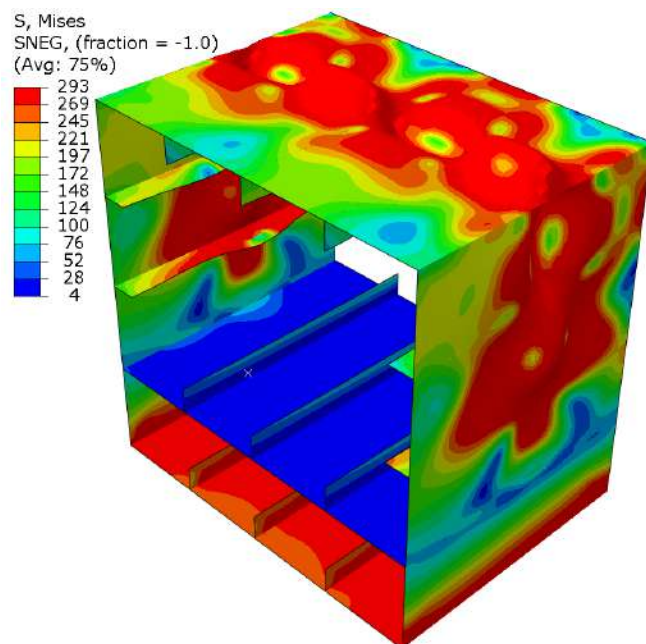


Figura 6.12: Pós-colapso do modelo MSD em momento de tosamento

A Tabela 6.2 apresenta uma comparação entre os resultados obtidos nas simulações numéricas desenvolvidas nesta tese com os resultados experimentais de Nishihara. Os resultados obtidos apresentam ótima correlação com os resultados experimentais. A maior diferença encontrada para o pico de resistência última nas comparações de quatro modelos foi de apenas 7,6% para o caso de aquecimento aplicado ao modelo MSD. A Tabela 6.2 também mostra os resultados teóricos de formulações analíticas desenvolvidas por Nishihara [91] e Behn [125]. Adicionalmente, se compara os resultados obtidos por simulações numéricas mais recentes que foram desenvolvidas por Pollalis e Samuelides [88]. Nota-se que o modelo desenvolvido nesta tese apresenta um desempenho superior aos resultados obtidos por Pollalis e Samuelides [88]. Consequentemente, os resultados mostram que importantes parâmetros do modelo, como refinamento de malha, condições de contorno, carregamentos e imperfeições geométricas, foram bem definidos para esta análise.

Tabela 6.2: Comparações dos resultados numéricos obtidos

Modelo	Teste (1)	Nishihara (2)	Beghin (3)	Pollalis e Samuelides (4)	(2)/(1)	(3)/(1)	(4)/(1)	Modelo numérico (5)	(5)/(1)
MST-3	60	59,1	58,9	68,3	-1,50%	-1,83%	13,83%	62,9	4,83%
MST-4	94,5	92,9	110	105,2	-1,69%	16,40%	11,32%	95,2	0,74%
MSD - tosa	60,5	61,2	97,3	74,15	1,16%	60,83%	22,56%	61,8	2,15%
MSD - alq	85,5	80,8	97,3	90,4	-5,50%	13,80%	5,73%	79,0	-7,60%

(1) e (2) - Nishihara et al. [91]

(3) - Behin et al. [125]

(4) - Pollalis e Samuelides [88]

6.3 – Teste experimental de flexão de viga caixão

Na seção anterior, foram desenvolvidos modelos numéricos de vigas-caixão representativas de navios para comparar com os testes experimentais de Nishihara [91]. Apesar de não contar com medições das imperfeições de fabricação, os resultados numéricos reproduziram satisfatoriamente os resultados de resistência última dos testes experimentais. No entanto, não foi possível observar o modo de colapso das vigas e as curvas de momento por carregamento não foram disponibilizados na publicação. Para a realização de uma análise mais robusta, foi desenvolvido um modelo experimental de uma viga-caixão para a realização de um teste de flexão por quatro pontos.

O desenvolvimento do modelo experimental se restringiu aos limites e capacidades técnicas dos equipamentos disponíveis no Laboratório de Tecnologia Submarina da COPPE/UFRJ. Dessa forma, o modelo não poderia assumir grandes dimensões. O modelo reduzido é uma viga-caixão que apresenta a seção transversal de 180 mm por 90 mm e, comprimento total de 450 mm. O experimento trabalha com a clássica flexão por 4 pontos, que consiste na aplicação de uma carga vertical em duas seções transversais da viga-caixão, enquanto a mesma está apoiada em duas seções situadas em suas extremidades. A Figura 6.13 mostra o esquema do experimento. A parte central, que é a de interesse, falha com o carregamento de flexão aplicado à viga. Uma carga vertical de aproximadamente 9000 Kg foi transferida aos cilindros superiores até a falha estrutural, por compressão, na parte central superior da viga-caixão. O experimento reproduz o colapso do convés de um navio em carregamento de tosamento.

A Figura 6.14 mostra um desenho mais detalhado que inclui todas as medidas do modelo. A Figura 6.15 mostra um isométrico do experimento. A parte central, equivalente ao modelo reduzido de um tanque de navio, em verde, possui 1,03 mm de espessura e as extremidades mais robustas, com 3 mm, são visualizadas na cor laranja. A Figura 6.16 mostra a distribuição das anteparas. Observa-se que as duas anteparas centrais separam o trecho em análise (1.03 mm) das partes mais espessas (3 mm). Outras duas anteparas estão situadas a 15 mm de distância das duas centrais e têm a função de receber o contato de carga dos cilindros superiores. Com uma distância adicional de 150 mm, duas anteparas estão situadas na posição de apoio dos cilindros inferiores. Observa-se os reforços na parte central da viga. Na parte superior da viga, representam reforços de convés e na parte inferior, representam reforços do fundo de um navio. Estes reforços

apresentam seção de 12.5 mm por 1.03 mm. A Figura 6.17 mostra a seção da parte central da viga. Os quatro cilindros possuem 25 mm de diâmetro.

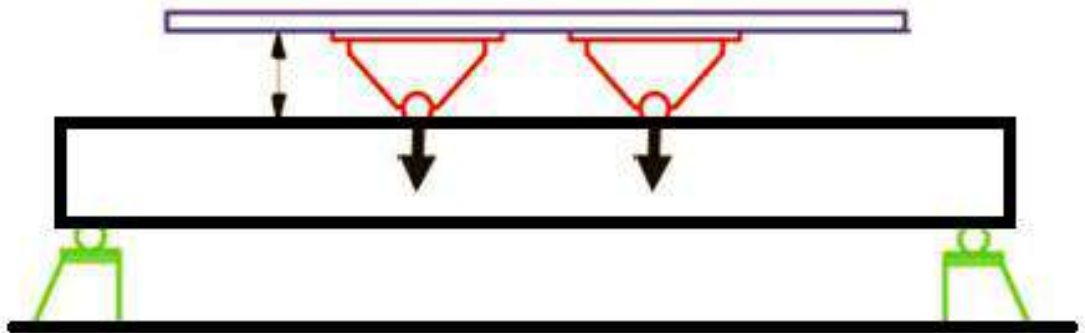


Figura 6.13: Esquema do experimento

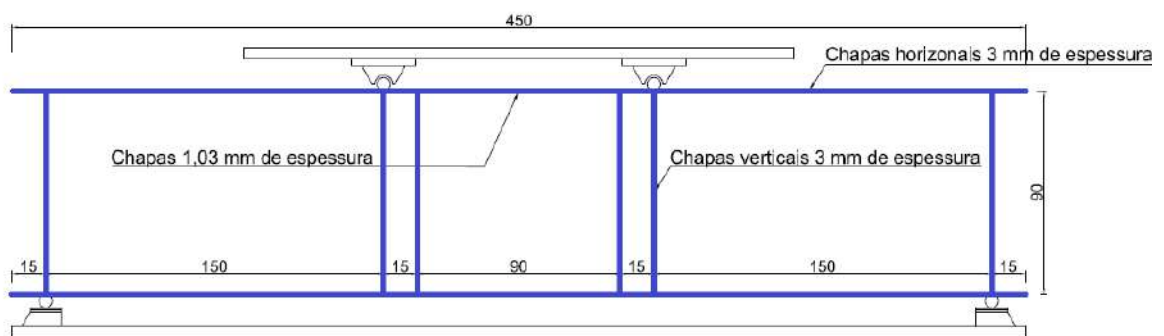


Figura 6.14: Desenho com cotas

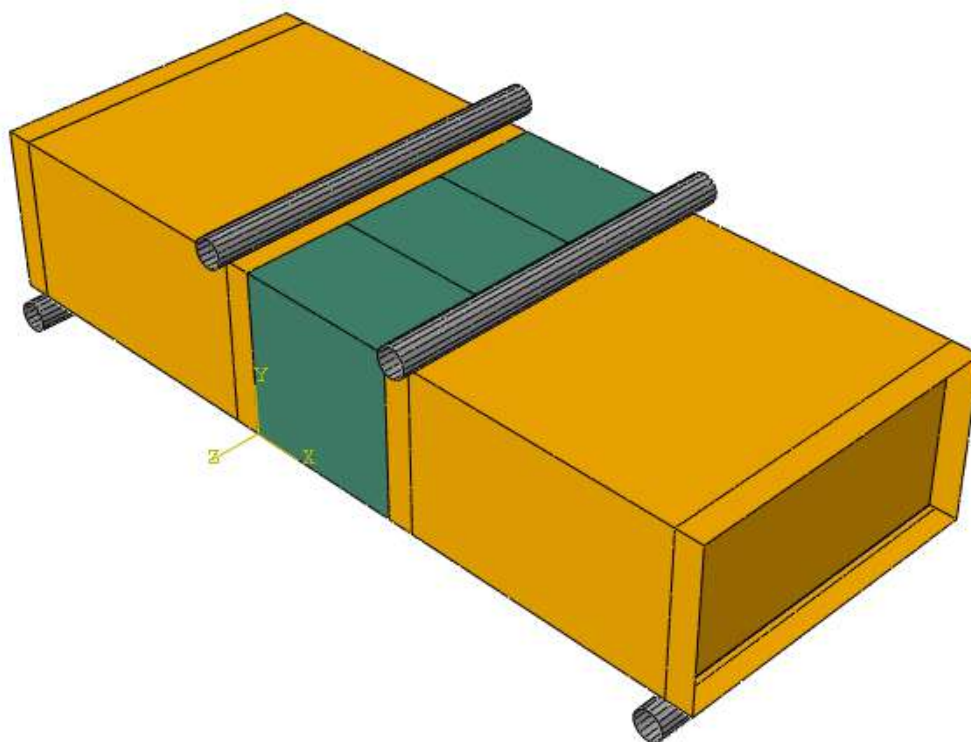


Figura 6.15: Desenho isométrico da viga-caixão construída para o experimento

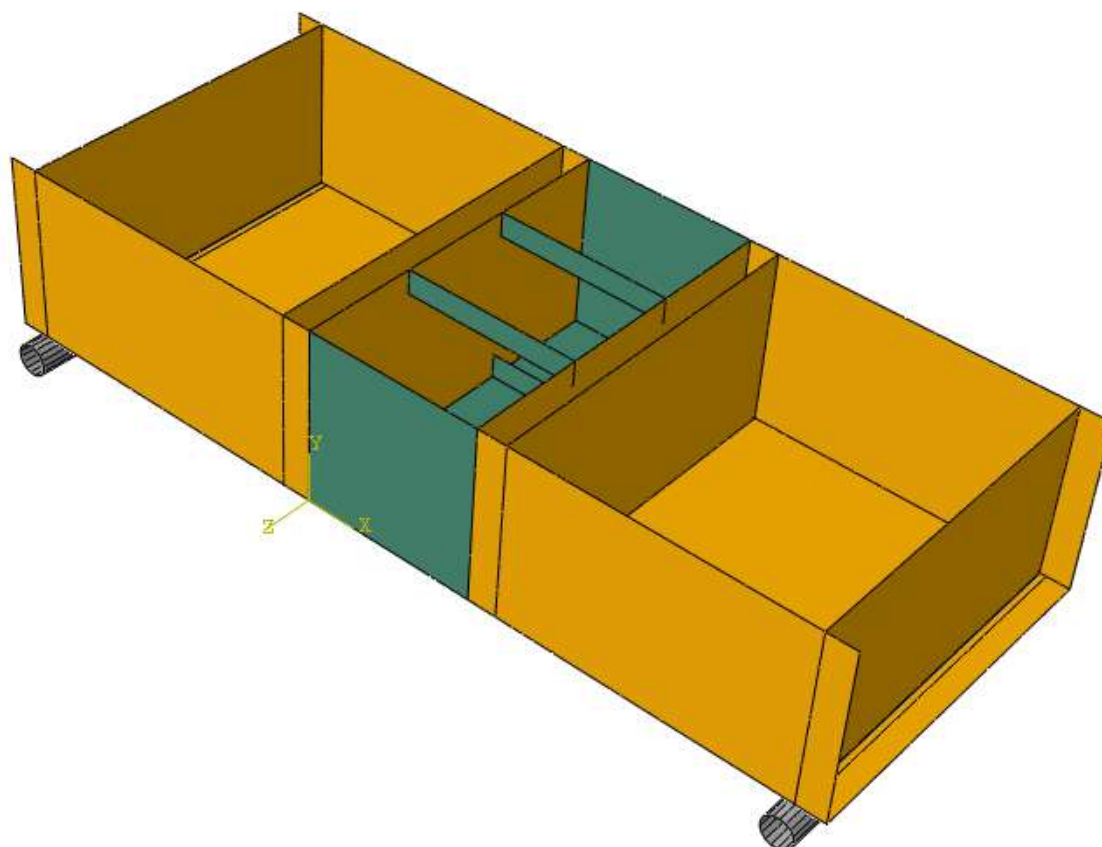


Figura 6.16: Isométrico da viga-caixão sem as chapas superiores

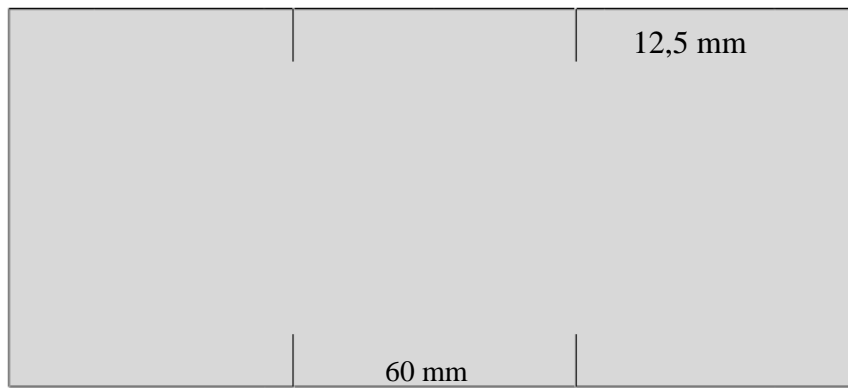


Figura 6.17: Vista frontal da parte central do modelo

6.3.1 – Construção do modelo reduzido

O modelo reduzido foi fabricado em três partes e com diferentes processos de soldagem. A parte central, que é a parte de interesse, representa um tanque de navio que sofre colapso devido ao momento vertical. Esta parte, única que apresenta reforços, demandou maiores cuidados na fabricação. O painel superior e inferior da parte central que representam, respectivamente, convés e fundo de um navio, foram fabricados com a união de três chapas e dois reforços, com a seguinte sequência de montagem:

1. Soldagem de duas chapas e um reforço com a utilização de um gabarito.
2. Soldagem da montagem anterior com o segundo reforço e a terceira chapa.

O aço de tensão de escoamento de 230 MPa e módulo de elasticidade de 207000 MPA foi utilizado na fabricação. A Figura 6.18 mostra um típico gabarito que foi utilizado na fabricação dos painéis da parte central da viga. O gabarito tem a função de manter as chapas fixas durante os procedimentos de solda, facilitando a operação e minimizando as imperfeições geométricas geradas durante este processo de fabricação. O processo de soldagem TIG foi adotado para a soldagem entre todos os elementos da parte central.



Figura 6.18: Gabarito utilizado na fabricação dos painéis superior e inferior da parte central da viga

As extremidades da viga-caixão, com espessura de 3 mm, têm a função de proporcionar a rigidez necessária para garantir que a falha ocorra na parte central da viga e fornecer a distância correta aos apoios, para a flexão por quatro pontos. A espessura três vezes maior restringe a falha à parte central da viga. Diferente da fabricação da parte central, as extremidades não receberam a mesma atenção para evitar as imperfeições de fabricação. A Figura 6.19 mostra a fabricação de uma das extremidades. Foi aplicado o processo de soldagem por eletrodo revestido, 60/13.



Figura 6.19: Parte da viga formada por chapas de 3 mm

Em seguida, foi realizada a união do convés e do fundo (parte central) com cada extremidade mais robusta. O método de soldagem com eletrodo revestido também foi utilizado nesta etapa de fabricação. Houve certa dificuldade para a soldagem entre as

partes devido à diferença de espessuras. A quantidade de calor inserida causou imperfeições de fabricação e tensões residuais na parte central do modelo.

Na sequência, para fechar todo o modelo experimental, foi realizada a soldagem da chapa lateral da parte central, equivalente ao costado do navio. O costado foi soldado com o processo TIG no convés e no fundo e com eletrodo revestido nas extremidades mais robustas. O modelo fabricado pode ser visto na Figura 6.20.



Figura 6.20: Modelo experimental fabricado

6.3.2 – Medição das imperfeições geométricas iniciais

Com o modelo experimental fabricado, a próxima etapa consistiu na medição das imperfeições geométricas. Conforme citado na tese, os processos de fabricação induzem deformações na estrutura que influenciam a resistência última da mesma. A medição da geometria real pode melhorar significativamente a correlação entre os resultados numéricos e experimentais. Para este fim, com o auxílio do Faro ScanArm, as imperfeições do modelo reduzido foram medidas. O Faro ScnArm é um sistema portátil, que usa um braço de medição com precisão de 16 micrometros. Este equipamento lê e envia para um software, as coordenadas tridimensionais das superfícies do modelo reduzido.

Foi realizada uma varredura de superfície com o mapeamento de uma nuvem de pontos. A aquisição das imperfeições geométricas iniciais, através da utilização do braço,

é realizada a partir de software específico do equipamento, que após ser processada e analisada, resultou em um modelo mais próximo da geometria real da viga-caixão fabricada para o teste experimental. Após este trabalho, a nuvem de pontos é interpolada para uma superfície que incorpora as imperfeições geométricas do modelo reduzido. A Figura 6.21 mostra o modelo sendo mapeado. Antes de cada série de mapeamentos, foi realizada a calibração do hardware, diminuindo assim a imprecisão dos resultados aferidos.



Figura 6.21: Laser Faro sendo utilizado para o mapeamento da superfície do modelo

Com auxílio do software Rhinoceros, foi realizado um tratamento adicional no modelo para ajustar melhor os pontos da nuvem. Alguns pontos desnecessários foram eliminados e uma superfície foi gerada pela nuvem de pontos dos dados remanescentes. Assim, a densidade da nuvem de pontos é reduzida, minimizando o esforço computacional para gerar a superfície. As Figuras 6.22 e 6.23 mostram, respectivamente, as vistas lateral e superior da nuvem de pontos do modelo experimental. Observam-se com nitidez as soldas entre a parte central do modelo e as extremidades mais robustas. A Figura 6.24 mostra a geometria do modelo considerando as imperfeições geométricas medidas, para ser utilizado na análise numérica por elementos finitos.

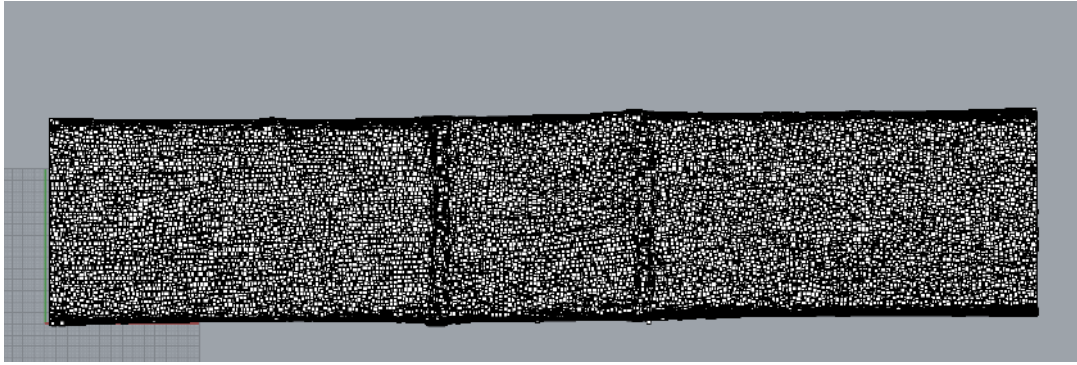


Figura 6.22: Vista lateral da nuvem de pontos

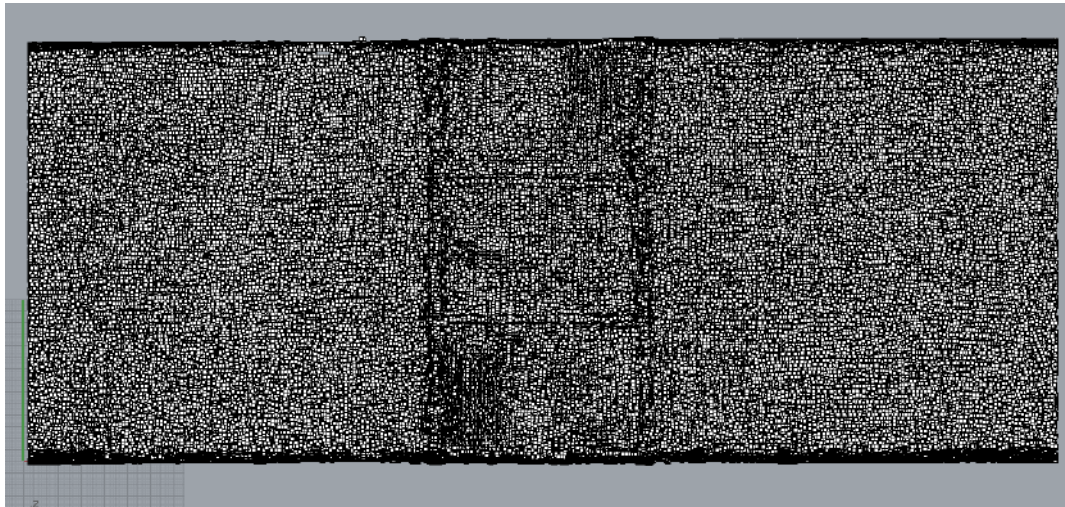


Figura 6.23: Vista superior da nuvem de pontos

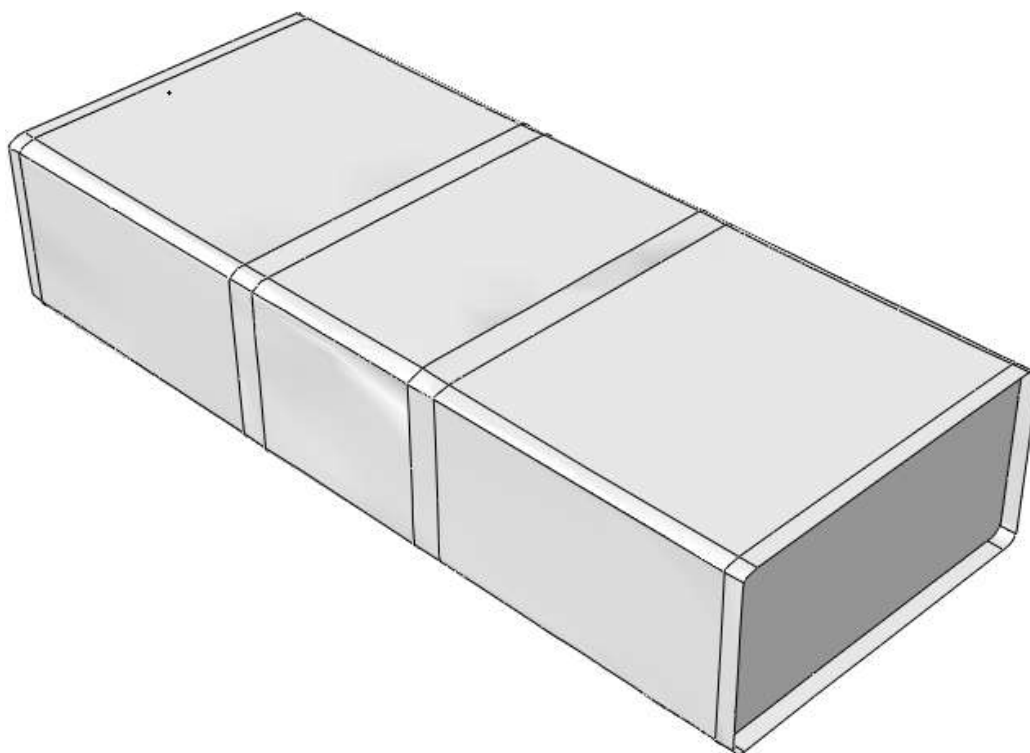


Figura 6.24: Geometria do modelo considerando as imperfeições mapeadas

6.3.3 Instrumentação e dados de aquisição

As deformações nos pontos designados foram monitoradas por 7 *strain gauges*. Três do tipo biaxial (longitudinal e transversal) e quatro do tipo uniaxial. No painel superior da viga, onde a falha era esperada, foi posicionado um *strain gauge* biaxial na chapa central e um longitudinal em cada chapa lateral. Nos costados (laterais da viga) foram instalados três uniaxiais e um biaxial em um dos costados e um biaxial no lado oposto. Um sistema de aquisição de dados foi utilizado para a leitura das deformações obtidas pelos *strain gauges*. A Figura 6.25 mostra o posicionamento dos *strain gages* no painel superior e na lateral da viga.

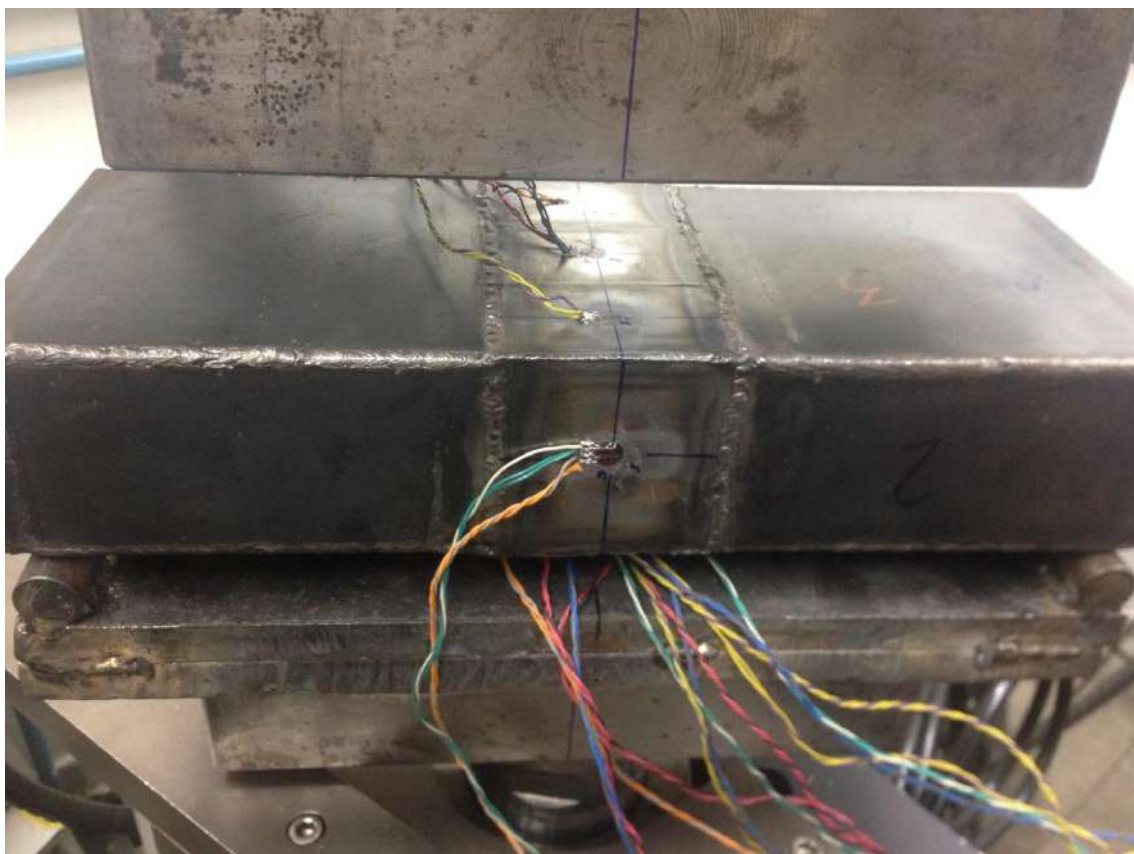


Figura 6.25: Posições dos *strain gauges* no modelo reduzido

6.3.4 – Carregamento

O teste de flexão da viga-caixão foi executado no Laboratório de Tecnologia Submarina (LTS) da COPPE/UFRJ em um aparato de testes de alta capacidade, *Instron*, modelo 8802. A Figura 6.26 mostra a *Instron*. Este aparato foi responsável pela aplicação da carga nos cilindros superiores. A viga-caixão foi posicionada para receber o apoio e a carga dos quatro cilindros. A Figura 6.27 mostra o posicionamento da viga nos cilindros inferiores, de apoio, que permanecem estáticos durante todo teste. A Figura 6.28 mostra o teste sendo realizado. Os cilindros superiores se deslocam de forma prescrita na direção vertical e no sentido dos cilindros inferiores.

Durante o ensaio, taxas de deslocamento de 0.0015 mm/s são aplicadas nos cilindros superiores. Uma célula de carga, fixa no aparato, faz a leitura do carregamento fornecido pela *Instron*, enquanto um sensor LVDT (*Linear Variable Differential Transformer*) foi utilizado para a medição do deslocamento linear do cilindro durante o teste.



Figura 6.26: Aparato Instron 8802 utilizado no teste de flexão

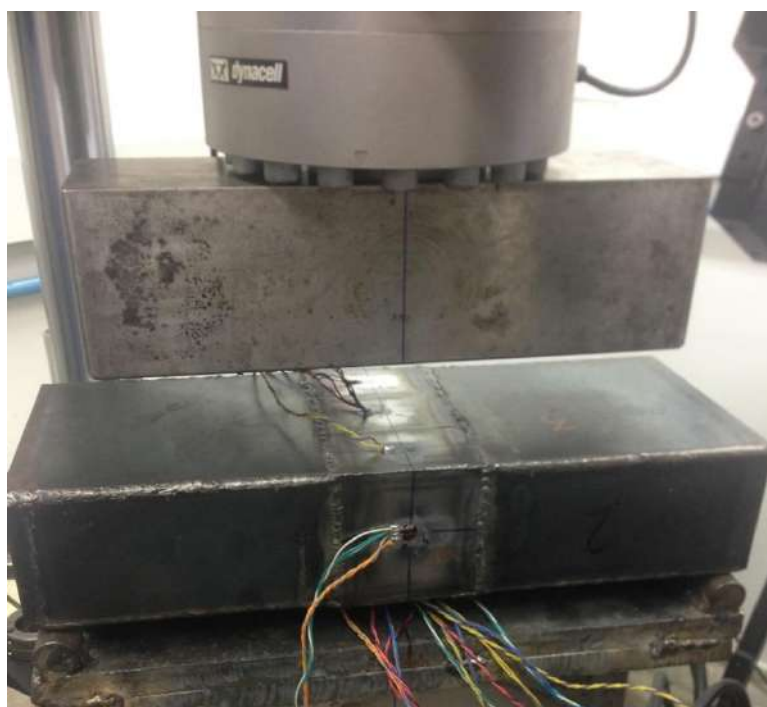


Figura 6.27: Posicionamento da viga nos cilindros inferiores

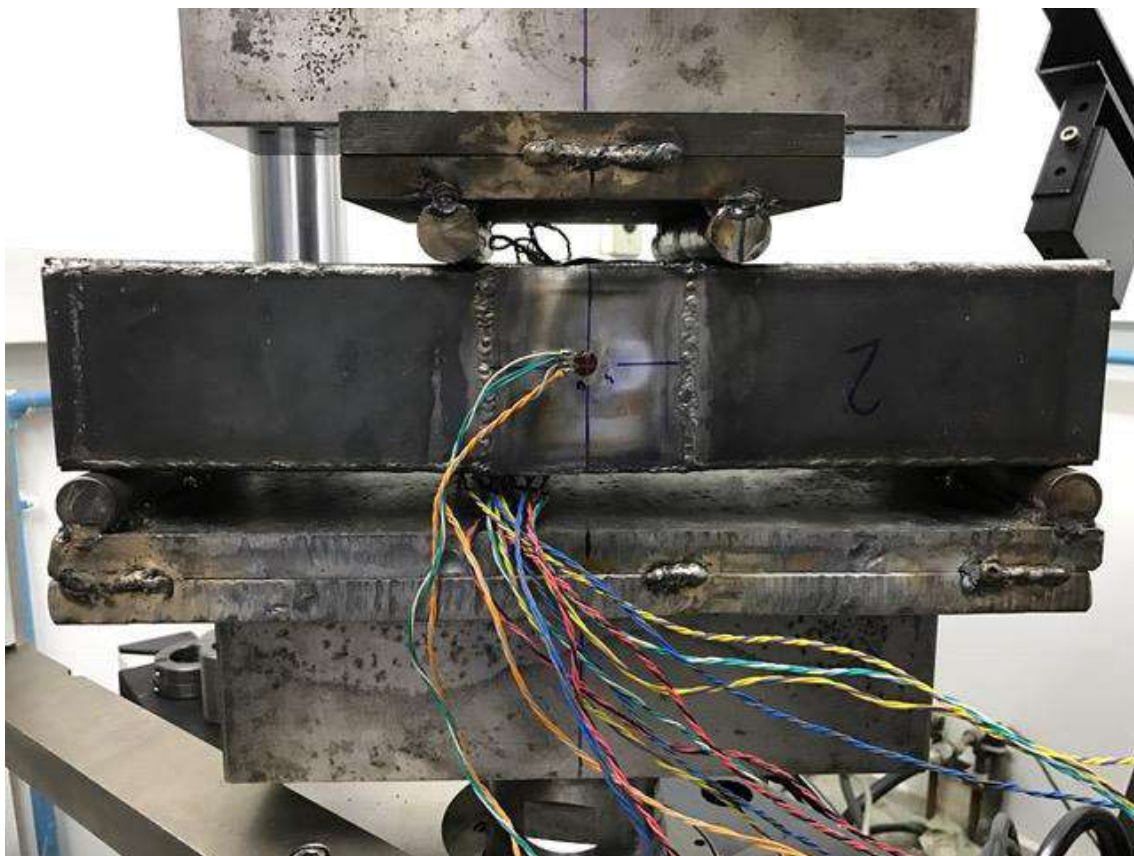


Figura 6.28: Flexão da viga-caixão por quatro pontos

6.3.5 – Resultados do teste de flexão

O teste de flexão por quatro pontos foi completado com sucesso. Foi aplicada uma carga vertical máxima de 84,88 kN que causou o colapso estrutural da viga. A Figura 6.29 mostra a curva de carga por deslocamento vertical do cilindro. Observa-se que a falha ocorreu com um deslocamento de aproximadamente 0,83 mm. A Figura 6.30 mostra o pós-colapso da viga com a falha do painel superior, no instante no qual o teste foi finalizado. A Figura 6.31 exibe a parte central da viga isolada das partes robustas onde se observa com maior nitidez o modo de falha da estrutura. A Figura 6.32 mostra o modo de falha dos reforços do painel superior. Foram vistos três modos de colapso:

1. Colapso por flambagem das chapas
2. Colapso dos reforços por *tripping*
3. Colapso por flexão da estrutura

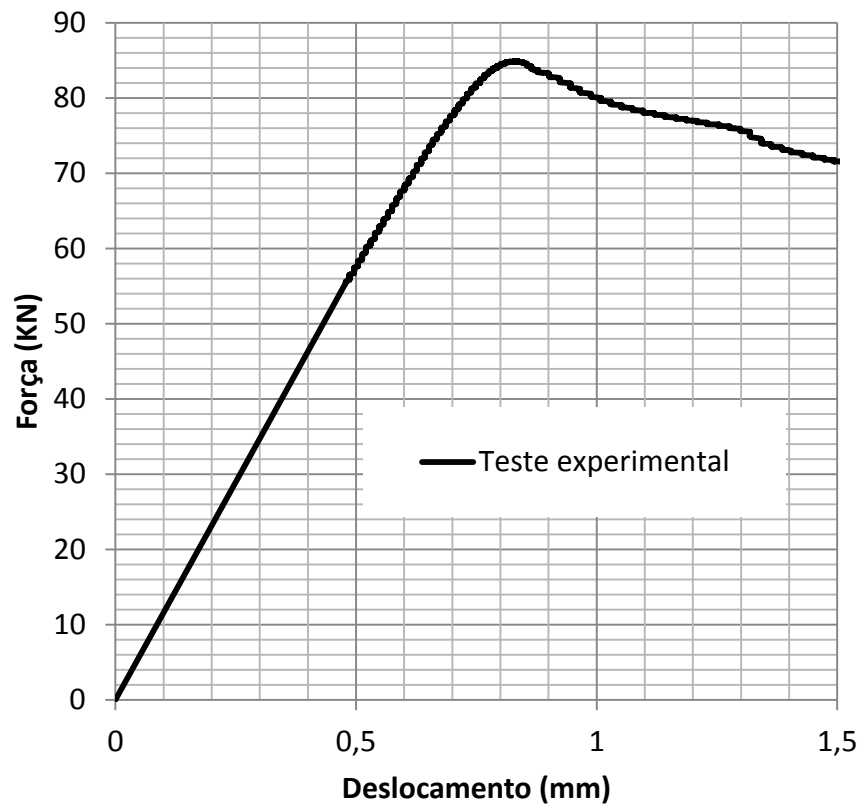


Figura 6.29: Carga por deslocamento vertical dos cilindros

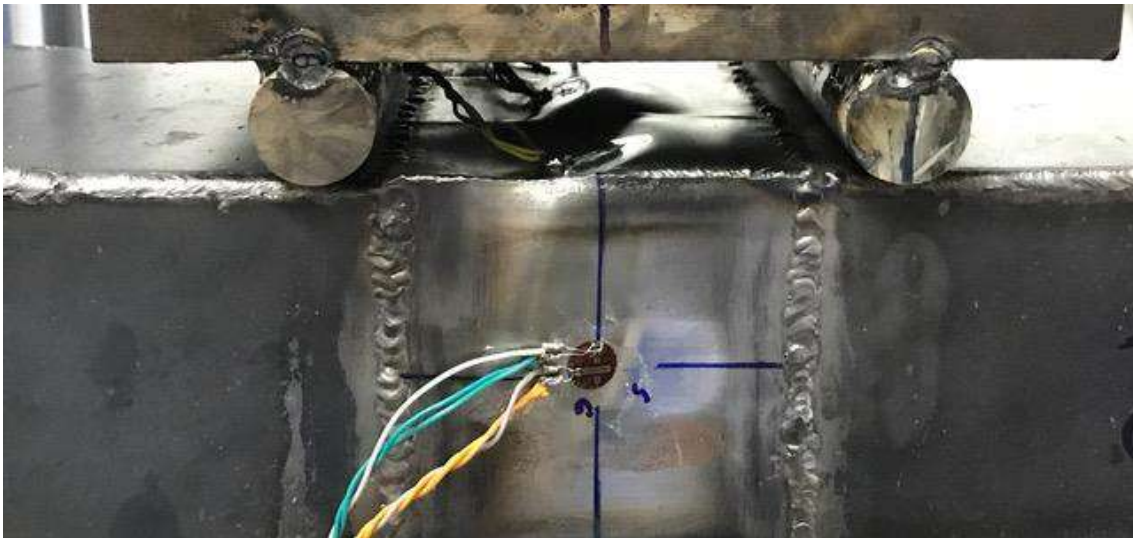


Figura 6.30: Falha da viga-caixão durante o teste de flexão



Figura 6.31: Modo de colapso das placas



Figura 6.32: Detalhe da falha dos reforços

6.4 – Simulação numérica do teste experimental

A modelação numérica seguiu a metodologia aplicada nas análises realizadas nos capítulos anteriores desta tese. As vigas foram modeladas no ABAQUS, com elementos de casca do tipo S4R, considerando as não linearidades físicas e de material. A curva completa do material (Figura 6.33) foi fornecida ao programa em função da tensão verdadeira e da deformação plástica logarítmica.

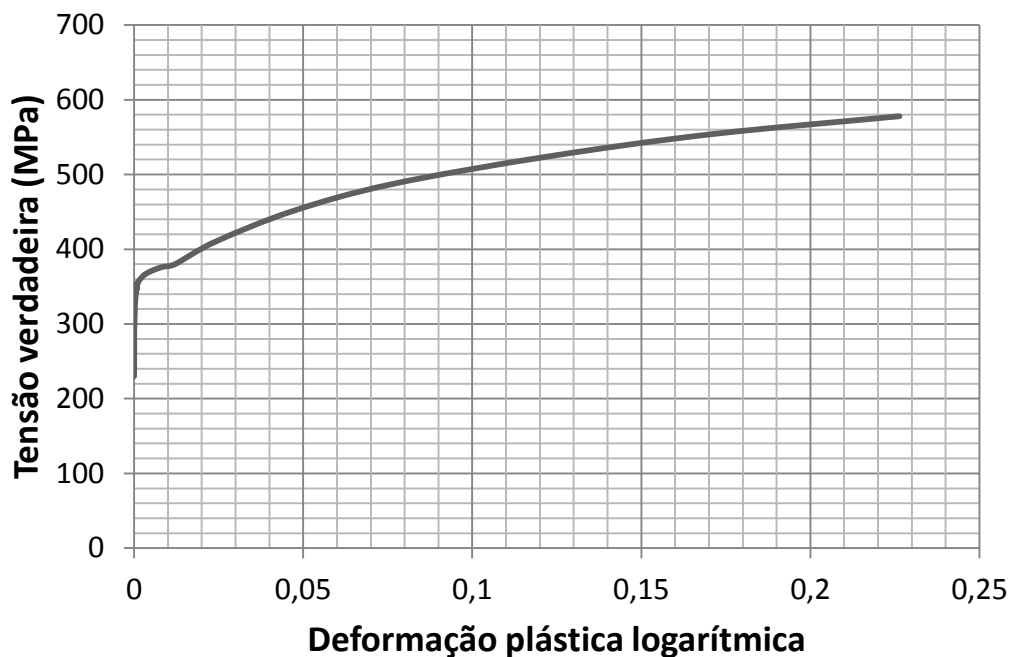


Figura 6.33: Curva do material adotada no programa de análise estrutural

Antes da realização do teste de flexão, as superfícies do modelo foram mapeadas com um equipamento de grande precisão. Dessa forma, as imperfeições geométricas foram consideradas no modelo numérico. A Figura 6.34 mostra o modelo preparado para o teste numérico de flexão por quatro pontos.

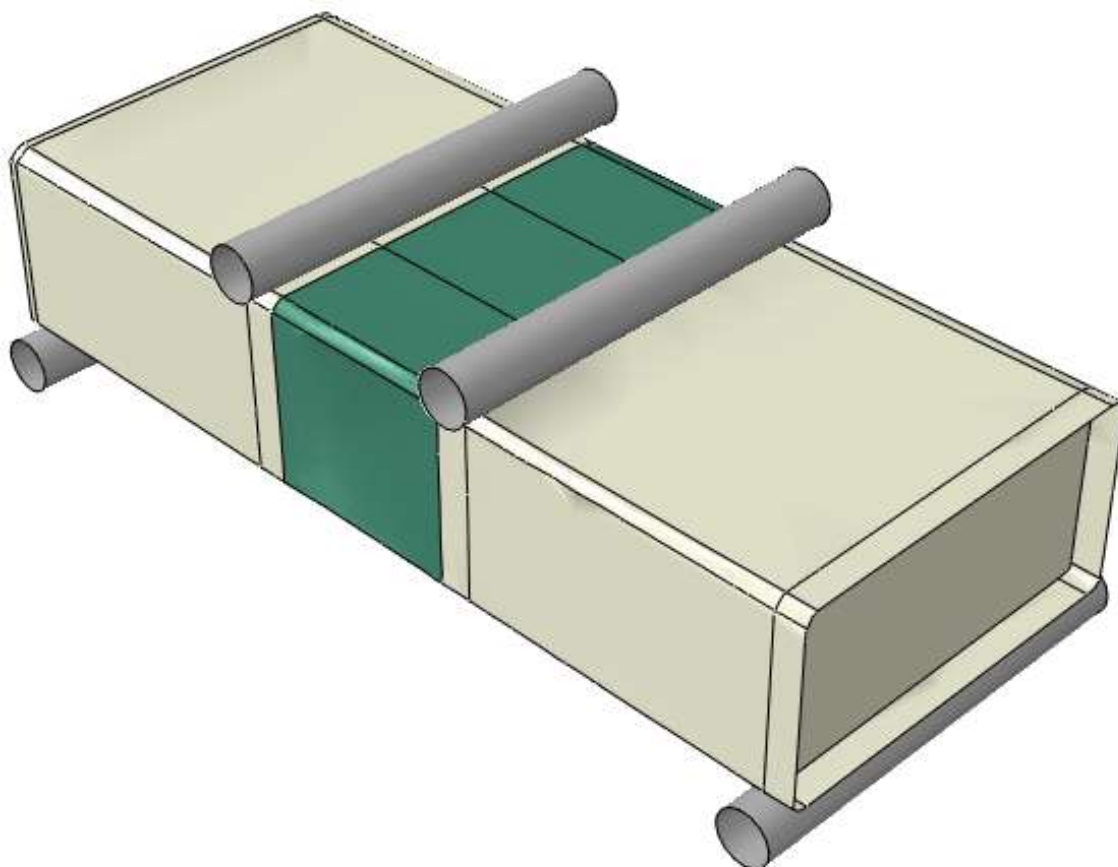


Figura 6.34: Modelo desenvolvido para o teste de flexão

Uma atenção especial foi dedicada para o desenvolvimento da malha do modelo, pois, além das não linearidades (geométrica e de material) presentes nas análises de flambagem e resistência última, neste modelo, todo o carregamento de flexão é inserido com o contato entre os cilindros e a viga-caixão. Portanto, além do refinamento robusto da malha na região central, deve haver um estudo de malha para as regiões onde existe o contato. Com a experiência adquirida com as análises de placas e painéis enrijecidos, sabe-se que uma malha com elementos quadrados de 3 mm na parte central do modelo é suficiente para que as placas e os reforços simulem todos os fenômenos envolvidos na análise. Para as regiões de contato, foi realizado um estudo de sensibilidade de malha considerando o resultado de resistência última e o tempo computacional. As regiões de contato também receberam elementos quadrados de 2 mm e os cilindros foram modelados com elementos quadrados de 1, 2 e 3 mm. Os resultados mostraram uma diferença de carga de pico de resistência última de apenas 4,5% entre os modelos com cilindros de elementos 1 e 3 mm. A Figura 6.35 mostra a malha definida para ser utilizada na análise.

A malha do modelo ajuda a visualização das imperfeições geométricas, principalmente na parte central da viga. A geometria dos reforços da parte central não foi medida, dessa forma, foi inserida uma imperfeição com três meias ondas na direção longitudinal, uma na direção transversal e amplitude severa conforme indicado na Tabela 2.2. A Figura 6.36 mostra apenas a parte central, onde se observa nitidamente as imperfeições geométricas. Percebe-se maiores imperfeições geométricas nos costados do navio (lateral da viga). A menor rigidez dos costados, que não receberam reforços, permitiu que essa região sofresse maiores deformações durante a soldagem.

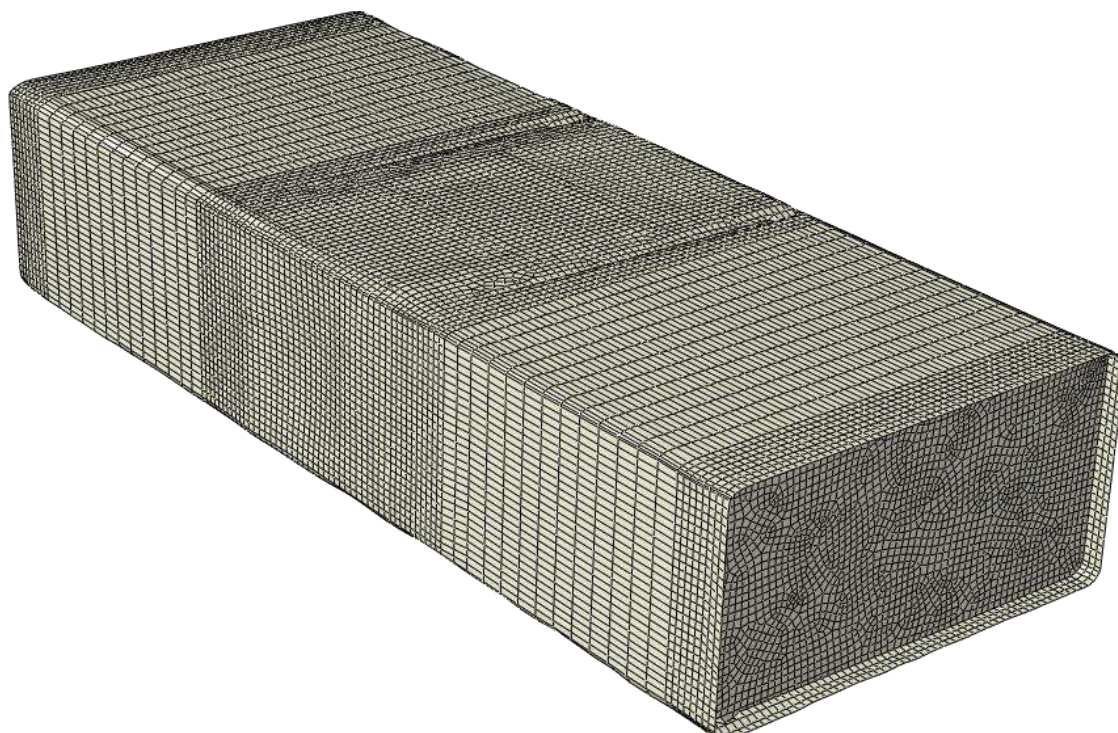


Figura 6.35: Malha desenvolvida para o modelo numérico

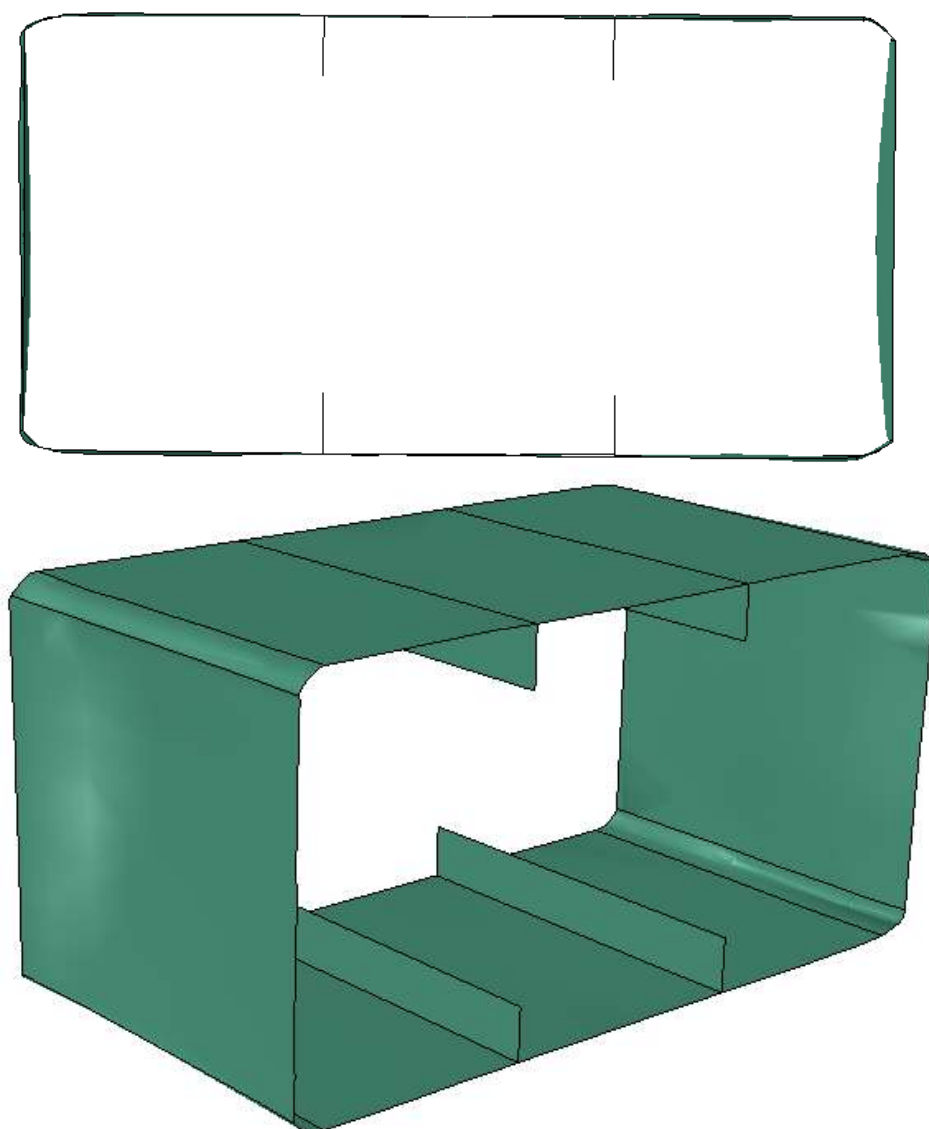


Figura 6.36: Parte central do modelo em detalhe com as imperfeições geométricas medidas

A comparação entre os resultados numéricos e experimentais pode ser observada na Figura 6.37 com as curvas de força em função dos deslocamentos dos cilindros superiores. O modelo numérico suportou um carregamento de 86,0 KN, resultado 1,25% superior ao valor obtido no experimento. Este valor representa uma diferença insignificativa em relação à carga última suportada pelo modelo experimental. As distribuições de tensões de Von Mises e o modo de colapso do modelo numérico podem ser observados nas Figuras 6.38. Foi obtida uma configuração bastante similar entre o modo de colapso do modelo numérico e o modo de colapso no experimento (Figura 6.31). A Figura 6.39 mostra o modo de colapso por *tripping* dos reforços da viga. O modelo

numérico confirmou os três modos de colapso observados no teste experimental: flambagem local das placas, *tripping* dos reforços e flexão global da viga-caixão.

Os resultados do estudo mostraram que a curva de carga vertical por deslocamento dos cilindros apresentou boa correlação, os modos de colapso da viga experimental e do modelo numérico são similares e cargas críticas com diferenças inexpressivas. Isso comprova a ótima correlação entre os resultados numéricos e experimentais.

O desenvolvimento de modelos numéricos com ótima resposta em comparações com os testes experimentais de flexão de vigas-caixão, forneceram o embasamento necessário para a modelagem e análise numérica de resistência última longitudinal de navios.

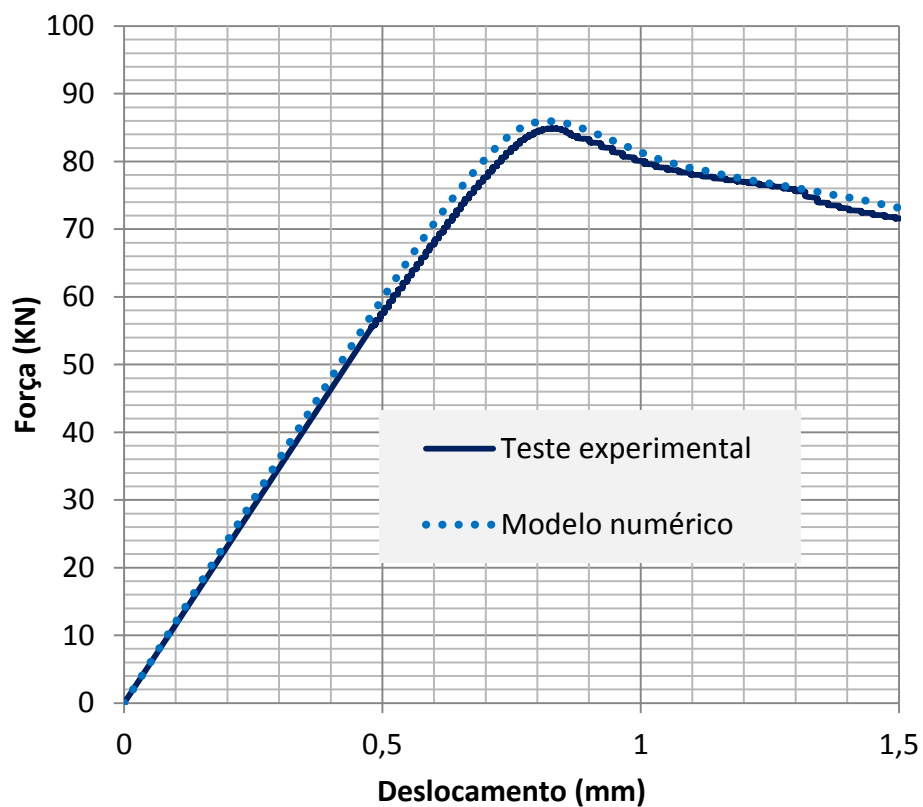


Figura 6.37: Carga por deslocamento vertical dos cilindros

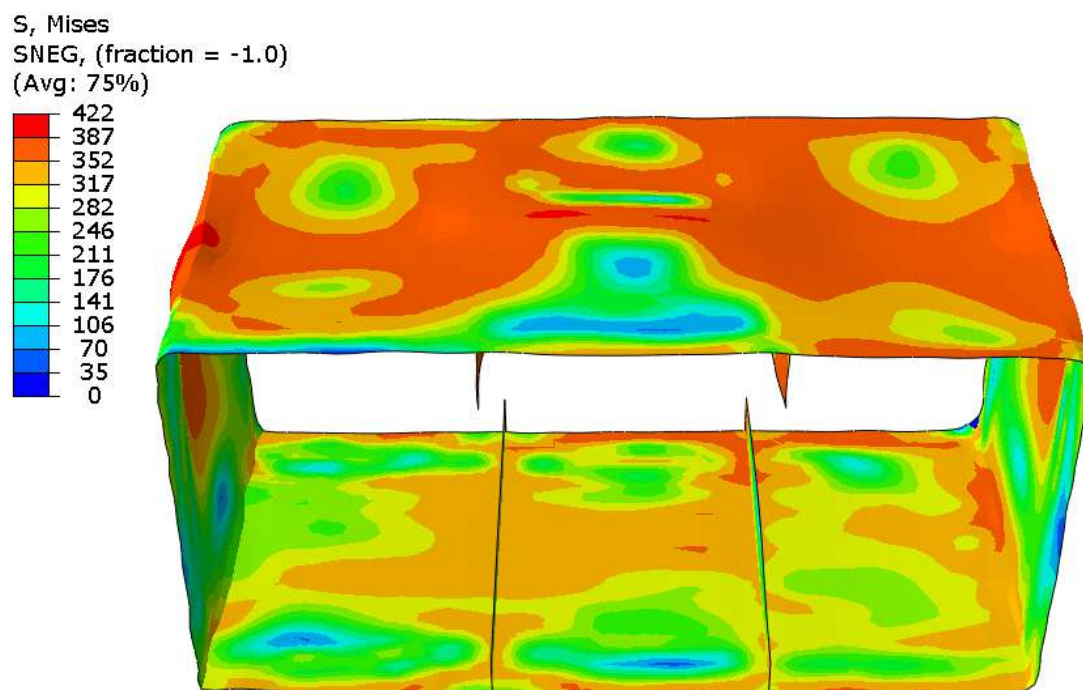


Figura 6.38: Colapso do modelo numérico com a distribuição de tensões

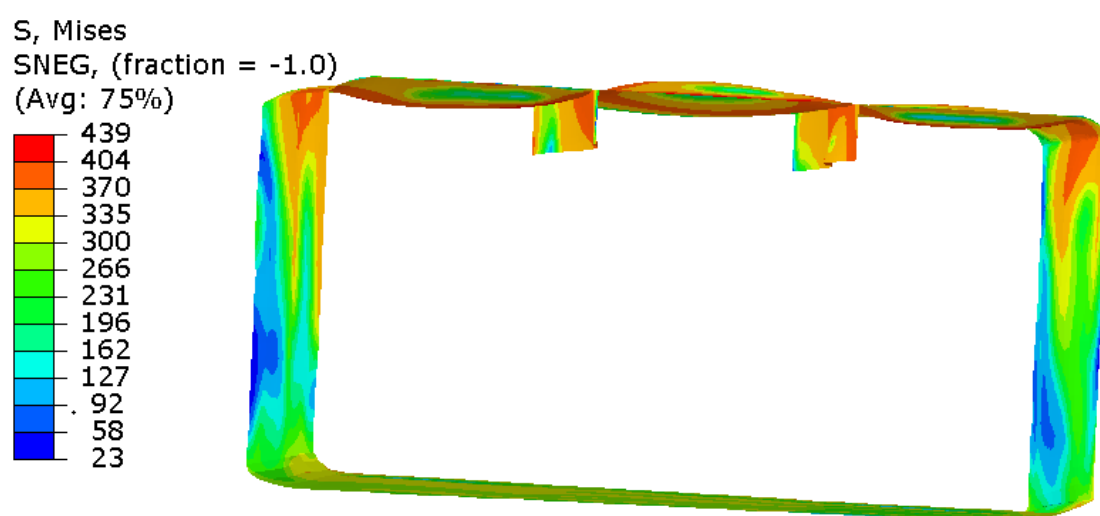


Figura 6.39: *Tripping* dos reforços

Capítulo 7

Avaliação da resistência última longitudinal de navios através do método dos elementos finitos

O objetivo principal deste capítulo está direcionado para o maior entendimento dos parâmetros que influenciam a avaliação da resistência última longitudinal de navios através do método dos elementos finitos. O momento vertical último é definido como a máxima capacidade de flexão da viga-navio. Após este carregamento, a embarcação falha catastroficamente. O colapso total de um navio é precedido por uma série de falhas locais, como a flambagem e escoamento do material, que constitui o colapso progressivo dos elementos estruturais. Os resultados obtidos nas análises, de um navio de casco simples e um navio com casco duplo, são usados para comparar o comportamento das diferentes estruturas e analisar a sequência de falha estrutural de cada caso. Adicionalmente, foram realizadas simulações para a avaliação da resistência residual do navio com danos de colisão e encalhe. Os danos foram idealizados com a retirada de elementos estruturais do casco.

7.1 – Método dos elementos finitos aplicado na análise de resistência última longitudinal de navios

A complexidade estrutural de um navio que é composto por conveses, costados, anteparas, reforços transversais e longitudinais, dificulta a sua avaliação estrutural de resistência última. O desafio aumenta com a consideração das não linearidades geométricas (grandes deformações/flambagem) e de material (deformações plásticas).

Consequentemente, a simulação numérica da resistência última de navios ou plataformas oceânicas é um procedimento numérico bastante instável e de difícil convergência. As necessidades de pesquisas para a superação dessas dificuldades e o avanço computacional contribuíram para o aumento do número de trabalhos sobre este tema de pesquisa. Os mais avançados programas comerciais de elementos finitos apresentam alguns artifícios para facilitar a convergência e solucionar a análise.

No último comitê de resistência última do ISSC, realizado em 2015 [2], foi proposto um estudo para avaliar o nível de incerteza para o cálculo da resistência última longitudinal de navios, através do método não linear dos elementos finitos. Foi citado que a incerteza na análise se deve aos efeitos de vários parâmetros físicos que são necessários em uma análise não linear, incluindo as imperfeições geométricas iniciais, o modelo de plasticidade do material, as condições de contorno, a densidade da malha, o tipo de elemento e a escolha do programa de elementos finitos. O estudo também tinha o objetivo de quantificar a magnitude da incerteza de alguns desses parâmetros.

A confiança nos resultados numéricos é adquirida com o entendimento detalhado de todos os parâmetros de incerteza que foram citados. Na análise e avaliação da resistência última longitudinal de navios, poucos trabalhos investiram na investigação destas incertezas. Em virtude dos problemas citados, as recomendações do IACS CSR [16] adotam um fator de segurança de 1,1 para o cálculo da resistência última do navio. Entretanto, resultados obtidos em estudos realizados pelo comitê de resistência última do ISSC, realizado em 2012 [3], mostraram, em alguns casos, diferenças acima de 30%, para o momento vertical último. Os resultados obtidos em 2015 não apresentaram diferenças com essa ordem de grandeza. Estes resultados serão mencionados no decorrer deste capítulo.

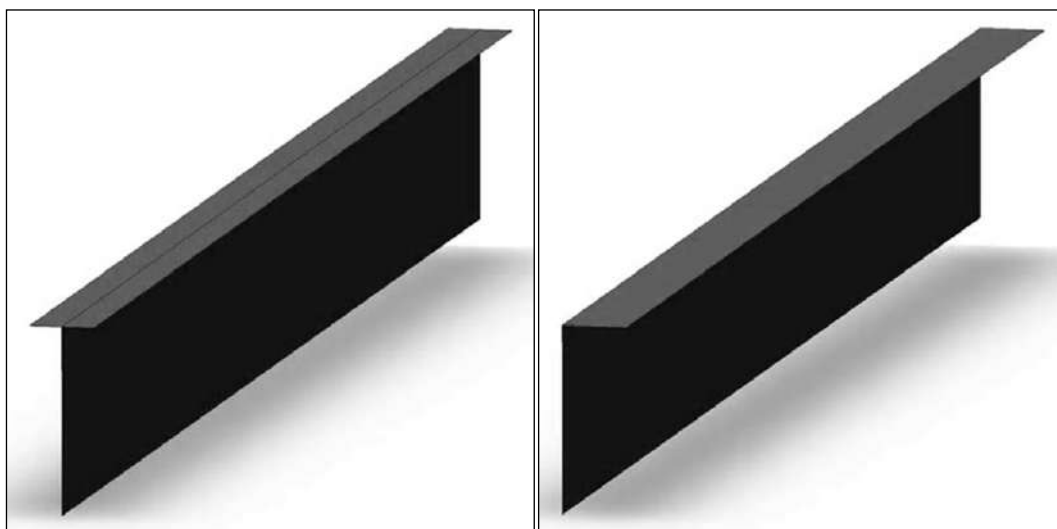
Em um dos estudos realizados pelo comitê de resistência ultimado ISSC de 2015 [2], quatro participantes calcularam a resistência última longitudinal de um navio graneleiro. O estudo que contava com um modelo com três porões de carga, pré-definiu as imperfeições geométricas iniciais, condições de contorno e carregamento a serem assumidos nas análises. O objetivo do estudo era confirmar as dificuldades e incertezas da análise de resistência última longitudinal do navio. Foi proposta uma avaliação da influência das imperfeições geométricas e dos carregamentos localizados. Dois participantes que trabalharam com a metodologia estática implícita de elementos finitos, com os programas TRIDENT e ANSYS, não conseguiram convergir a análise além da parte linear da curva de momento por curvatura. O comitê mencionou que seria muito difícil calcular o comportamento pós-flambagem para uma estrutura complicada como o casco de navios que é composta por muitos painéis enrijecidos. Foi citado que a dificuldade advém do surgimento de muitos nós com rigidez negativa após a flambagem de elementos estruturais. Outros dois participantes que desenvolveram a análise através da metodologia dinâmica explícita com os programas LS-DYNA e ANSYS, conseguiram mostrar o resultado não linear da curva de momento por curvatura.

O autor concorda que existem muitas dificuldades de convergência para uma análise extremamente complexa como o cálculo da resistência última longitudinal de navios, mas destaca que algumas publicações disponíveis na literatura e que serão citadas neste capítulo, mostraram bons resultados para este tipo de análise. Este capítulo da tese tem como objetivo de aumentar o entendimento em relação a análise com a avaliação de algumas incertezas relacionadas aos parâmetros de influência da resistência longitudinal última do navio. No desenvolvimento do capítulo foram realizadas análises numéricas de resistência última longitudinal de dois navios petroleiros. Adicionalmente, foram realizadas simulações para a avaliação da resistência residual do navio com danos de colisão e encalhe. Os danos foram inseridos com a retirada de elementos estruturais do casco.

7.1.1 Modelagem do navio

A modelagem estrutural do navio foi realizada pela composição de superfícies planas e curvas. Um programa CAD foi utilizado para facilitar o trabalho de modelagem. Inicialmente, as superfícies que compõem cada elemento estrutural são dimensionadas. Estas superfícies são acopladas para formar toda a estrutura a ser analisada. Nesta etapa,

os elementos não têm espessura, somente a largura e comprimento. Portanto, os elementos são posicionados na superfície média de cada placa ou reforçador. A espessura de cada elemento é definida diretamente no programa de elementos finitos. Na Figura 7.1 são apresentados reforços longitudinais perfil “T” e “L” utilizados em alguns dos modelos que foram desenvolvidos neste capítulo.



a – Perfil T

b – Perfil L

Figura 7.1: Reforçadores Perfil T e L

Posteriormente estes perfis são unidos com placas para formar os painéis enrijecidos. A Figura 7.2 mostra um painel do costado de um FPSO que é formado por perfis do tipo L e o painel do fundo de um navio petroleiro que é formado por perfis do tipo T. As partes curvas da embarcação e outros reforços estruturais são modelados separadamente. A Figura 7.3 mostra a estrutura da seção transversal de um navio. Observa-se que a estrutura é composta por painéis planos reforçados com enrijecedores do tipo T e painéis curvos enrijecidos com reforços do tipo L. Nesta fase de modelagem, algumas placas e perfis recebem as imperfeições geométricas de fabricação de acordo com o tipo de análise que será realizada. Por exemplo, a falha de um navio em aquebramento ou tosamento se inicia por flambagem de painéis enrijecidos do fundo ou do convés do navio e dessa forma, as placas situadas nessas regiões foram modeladas com as modificações dimensionais necessárias que visam representar as imperfeições geométricas de fabricação. O capítulo 2 da tese revisa as imperfeições geométricas de fabricação e a seção 7.1.5 descreve com maiores detalhes sobre a influência das imperfeições de fabricação na resistência última longitudinal do navio.

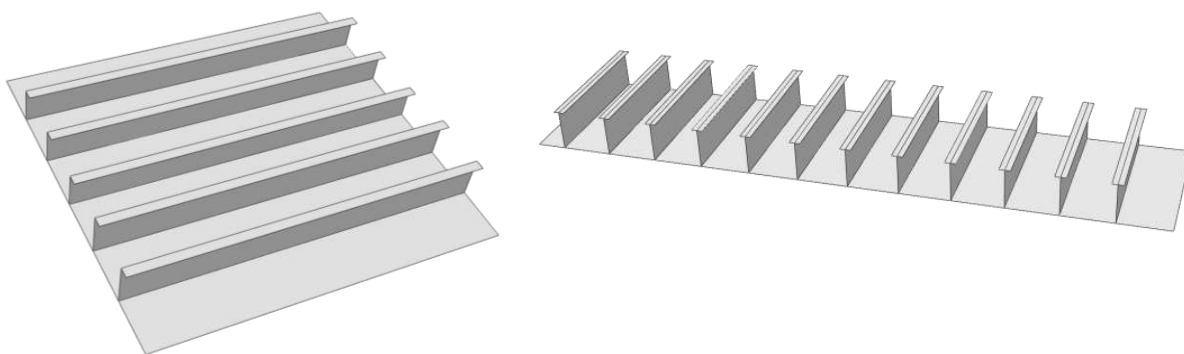


Figura 7.2: Painel enrijecido do costado de um navio com reforçador tipo L e do fundo com reforçador tipo T

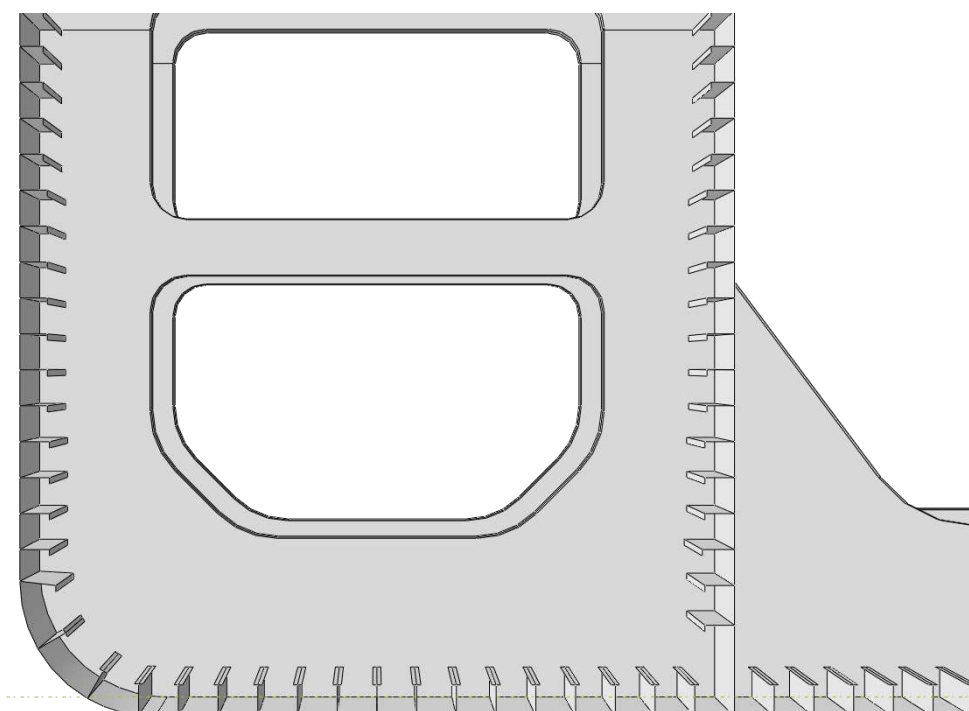


Figura 7.3: Parte da antepara acoplada ao restante da estrutura (painéis de costado e do fundo mostrados anteriormente)

A definição do nível de detalhamento de um modelo estrutural de um navio é um parâmetro importante devido à grande quantidade de tempo que pode ser necessária para modelar os detalhes de uma embarcação. Deve ser mencionado que quanto maior o nível de detalhamento aplicado ao modelo, maior será a necessidade de construir malhas densas e, conseqüentemente, aumentar o tempo computacional da simulação. Assim, o desafio é definir o modelo mais eficiente considerando um balanço entre o detalhamento do modelo

e a precisão dos resultados. Detalhes estruturais de pouca relevância para a avaliação da resistência última longitudinal do navio não devem ser considerados no modelo. Assim, passagens, portas, borboletas, e outros elementos não foram incluídos nos modelos desenvolvidos. Esses detalhes estruturais poderiam causar concentrações de tensões e não linearidades numéricas em regiões fora das áreas de interesse na análise.

7.1.2 Extensão longitudinal do modelo

A extensão do modelo é outro parâmetro importante na análise numérica de resistência última longitudinal do navio. A representação mais simples para a modelagem do navio é formada por um espaçamento entre cavernas. Alguns estudos de resistência última longitudinal de navios foram realizados com essa extensão mínima [117, 88].

A Figura 7.4 mostra algumas das possibilidades para representar a extensão longitudinal do navio pelo método dos elementos finitos. Podemos observar na figura, de baixo para cima, a extensão de um espaçamento entre cavernas, um espaçamento mais duas extensões de meio espaçamento, um tanque, um tanque mais meio tanque a vante e a ré e por último um modelo englobando três tanques. Adicionalmente, existem outras configurações menos usuais como a modelagem de um tanque mais um espaçamento após as anteparas do tanque.

Um modelo com apenas um espaçamento entre cavernas apresenta ganho computacional, mas na metodologia de carregamento de flexão, assume que as cavernas são suficientemente robustas para serem consideradas com a condição de contorno de corpo rígido. Dessa forma, essa condição não representa adequadamente a restrição rotacional fornecida pelas cavernas. Uma solução adotada para este problema é a utilização de um modelo estendido de mais meio espaçamento de caverna em cada direção longitudinal do navio conforme foi mostrado na quarta opção da Figura 7.4. Esta configuração representa melhor a rigidez das cavernas, sem aumentar muito o esforço computacional. A Figura 7.5 mostra o modelo de um navio petroleiro considerando um espaçamento entre cavernas com a adição de meio espaçamento de caverna a vante e a ré.

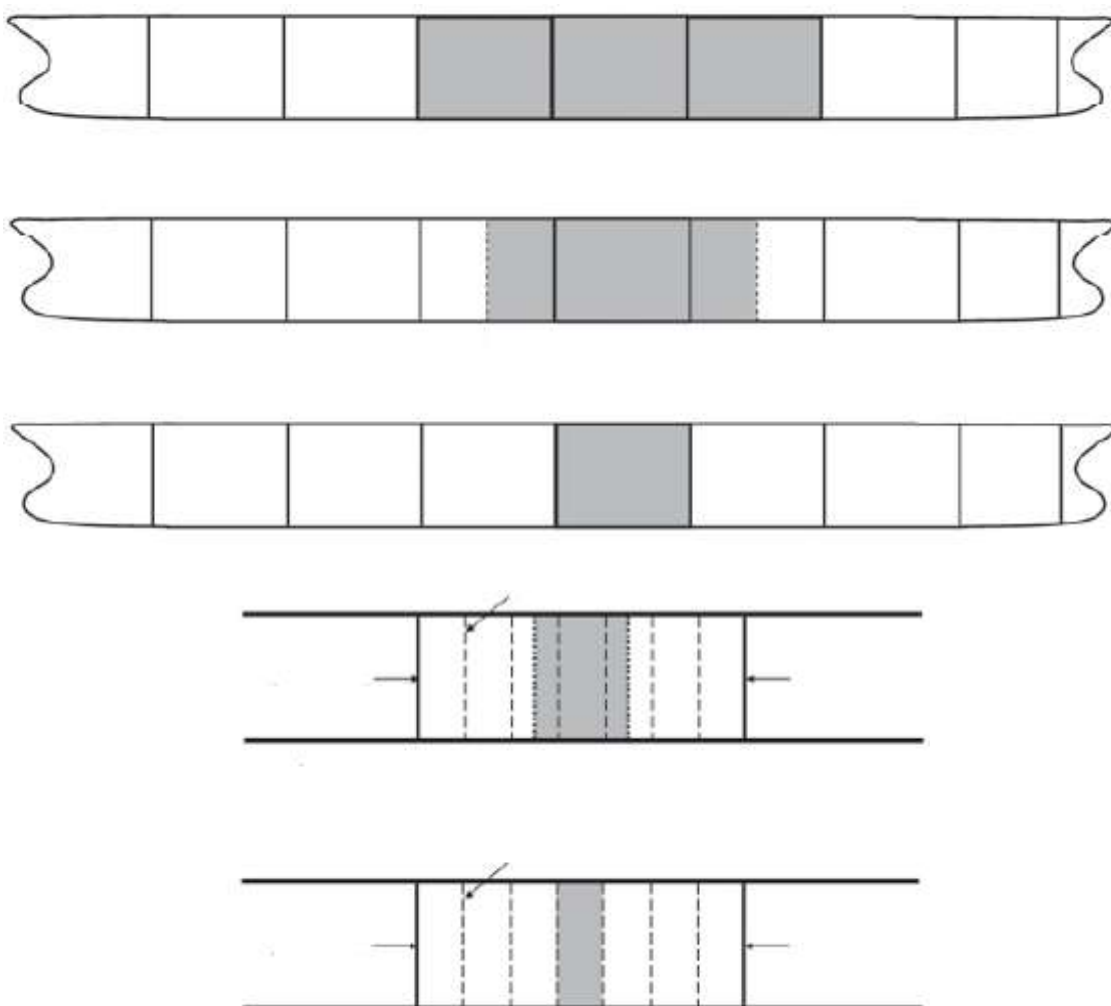


Figura 7.4: Possibilidades de modelagem da extensão longitudinal de um navio na análise de resistência última longitudinal por elementos finitos [117]

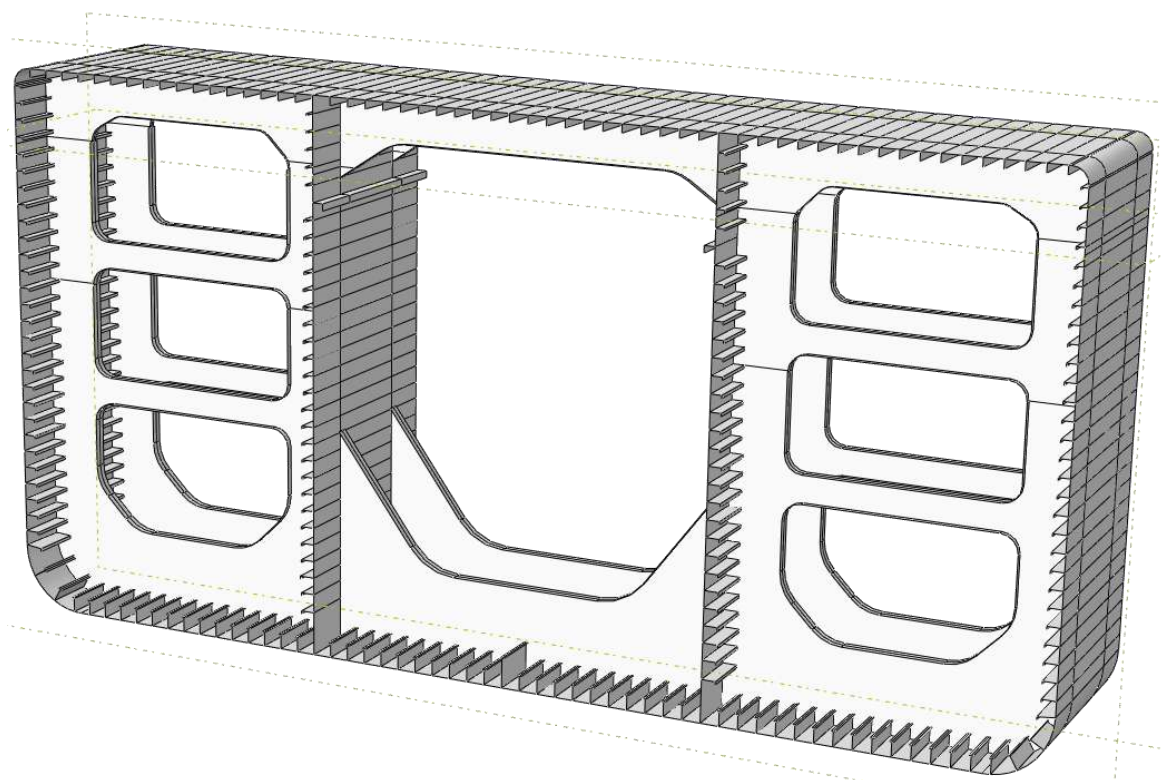


Figura 7.5: Modelo de um navio petroleiro de casco simples com $1/2+1+1/2$ espaçamentos entre cavernas

Entretanto, poderia existir outro problema para um modelo com pouca extensão longitudinal. Sabe-se que para a aplicação do momento de flexão puro na viga-navio é necessário garantir que a linha neutra se mova quando os elementos estruturais do convés ou do fundo da embarcação comecem a falhar. Se o momento de flexão é aplicado em um eixo neutro fixo que foi calculado com a seção intacta, não corresponde à condição final de eixo neutro para uma configuração de elementos que atingiram o estado de flambagem ou plasticidade. Uma alternativa para solucionar esse problema está no aumento da extensão do modelo de modo a deixar a falha estrutural longe do ponto de aplicação do momento de flexão. Isso permitiria que o eixo neutro se ajustasse na região central da embarcação onde o colapso ocorre [33]. Entretanto, o aumento da extensão do modelo pode deixar a análise inviável computacionalmente. Para simular os efeitos de flambagem e plasticidade na região de colapso, o modelo deve apresentar uma malha bastante refinada nesta região, além disso, as regiões adjacentes também devem apresentar o refinamento necessário para que exista uma transição suave na mudança de tamanho dos elementos. Dessa forma, um modelo com extensão reduzida seria mais indicado e o

problema do deslocamento do eixo neutro deve ser solucionado através das condições de contorno aplicadas ao modelo.

Hughes e Paik [117] propuseram uma metodologia para corrigir o problema de variação de linha neutra para um modelo com pequena extensão longitudinal. Eles aplicaram rotação pura a um ponto ligado por elementos rígidos a todos os nós de uma extremidade longitudinal do modelo, criando um plano rígido. Esse ponto atua com momento puro através de rotações prescritas com todas as outras translações e rotações livres. Consequentemente, o ponto se desloca para a posição mais adequada do eixo neutro. Eles compararam algumas metodologias de cálculo de resistência última de uma fragata com o resultado de um teste experimental. O modelo desenvolvido considerou um espaçamento entre cavernas e gerou uma resposta de resistência maior que a obtida no modelo experimental. Eles mencionaram que o motivo poderia ser a falta da consideração das tensões residuais, mas o modelo com um espaçamento também pode ter contribuído para gerar este resultado, conforme foi explicado anteriormente.

7.1.3 Condições de contorno e carregamento

As condições de contorno utilizadas nas análises numéricas são restrições aplicadas ao modelo de maneira que simule de forma mais apropriada a condição real de carregamento de um navio. Na análise de resistência última longitudinal do navio, as condições de contorno devem reproduzir o momento vertical para as condições de alquebramento ou tosamento. As condições de contorno normalmente são aplicadas nos pontos do eixo neutro da embarcação situados nas extremidades do modelo. Estes pontos podem ser chamados de pontos de referência, conforme mostra a Figura 7.6. Na revisão bibliográfica, foi observado, que diversos autores consideraram diferentes condições de contorno. A Tabela 7.1 mostra algumas das condições adotadas em publicações recentes. A origem do sistema de coordenadas utilizado, como de costume em navios, está posicionada na linha de base e na borda onde será aplicado o carregamento, onde x é a direção longitudinal, y é a direção transversal e z é a direção vertical do navio.

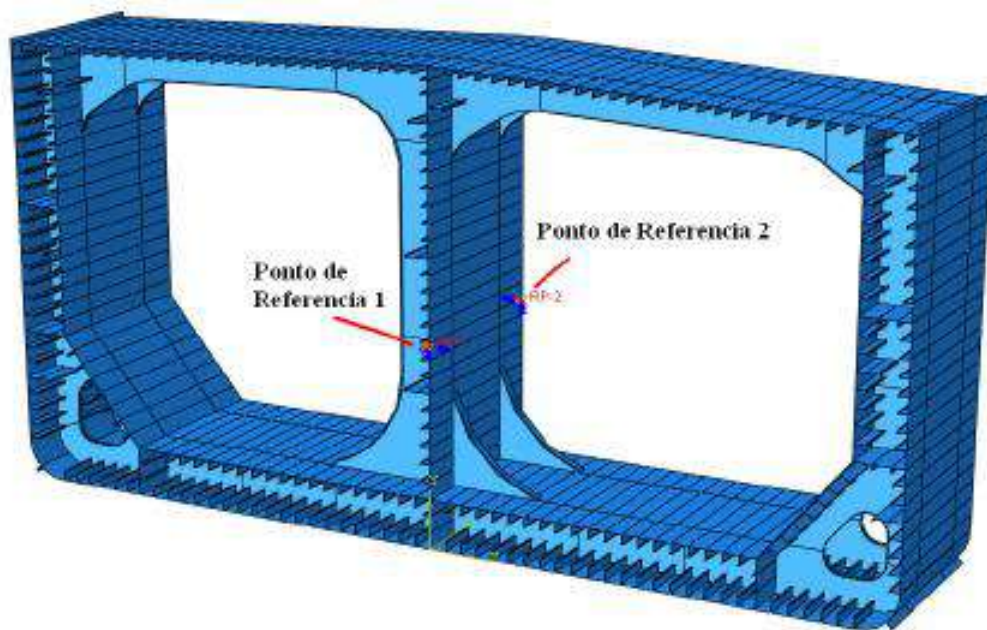


Figura 7.6: Pontos de referência utilizados para a aplicação das condições de contorno

Tabela 7.1: Condições de contorno consideradas em diversas publicações recentes

Autores	Pontos de referência	x	y	z	θ_x	θ_y	θ_z
Notaro e outros (2010) - [86]	Ponto 1	Livre	Livre	Livre	Livre	My	Livre
	Ponto 2	0	0	0	0	0	0
Benson e outros (2013) - [87]	Ponto 1	Livre	Livre	Livre	Livre	My	Livre
	Ponto 2	0	0	0	0	0	0
Benson e outros (2013) - [126]	Ponto 1	Livre	Livre	Livre	Livre	My	Livre
	Ponto 2	0	0	0	0	0	0
Shu e Moan (2012) - [59]	Ponto 1	Livre	0	0	Livre	My	Livre
	Ponto 2	0	0	0	0	My	Livre
Tekgoz e outros (2015) - [127]	Ponto 1	Livre	0	0	0	My	Livre
	Ponto 2	0	0	0	0	My	Livre
Chujutalli (2016) [128]	Ponto 1	Livre	Livre	Livre	0	My	0
	Ponto 2	Livre	Livre	Livre	0	My	0
Pollalis e Samuelides (2013) - [88]	Ponto 1	Livre	0	0	0	My	0
	Ponto 2	0	0	0	0	My	0
Trovoado e outros (2010) - [129]	Ponto 1	Livre	0	0	0	My	0
	Ponto 2	0	0	0	0	0	0

Uma unanimidade nas condições de contorno utilizadas nas publicações levantadas na Tabela 7.1 é a consideração de que as seções seccionais dos bordos dos modelos permanecem planas quando o momento vertical é aplicado. Para garantir essa condição, utiliza-se nas extremidades longitudinais do modelo um artifício denominado “acoplamento”. O acoplamento funciona como um limitador de movimento de um grupo de nós, deixando-os com movimento de corpo rígido através de um ponto de referência. Este estado persiste durante toda a análise, garantindo a integridade da região acoplada.

Para realizar o acoplamento os dois pontos de referência são inseridos e acoplados às extremidades de vante e de ré do modelo, posicionados na altura do eixo neutro elástico da estrutura. A partir deste procedimento, os incrementos de rotação podem ser aplicados em um dos pontos de referência. A Figura 7.7 mostra o acoplamento dos pontos de referência aos nós das extremidades do modelo através de elementos rígidos.

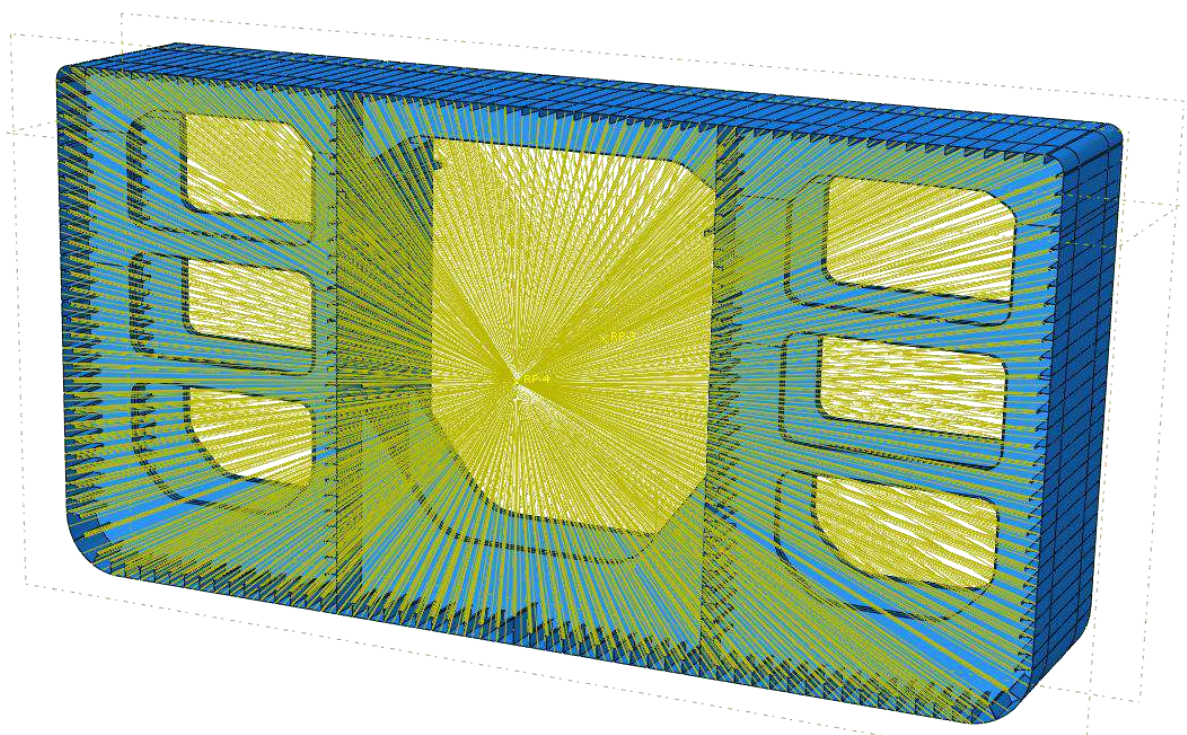


Figura 7.7: Acoplamento das extremidades do modelo

Nas referências [86], [87] e [126] o momento puro é aplicado ao ponto de referência 1 em forma de rotação. Este ponto transmite o movimento para todos os nós da borda de carga que estão acoplados a este ponto. O outro ponto de referência, ponto 2, acoplado à borda oposta à de carga, é criado com a finalidade de restringir a rotação

aplicada ao Ponto 1. Assim, o ponto de referência 2 é mantido fixo durante a análise. Esta metodologia foi citada anteriormente para corrigir o problema de variação de linha neutra para um modelo de pouca extensão longitudinal e vem sendo adotada nesta tese.

Em Trovado e outros [129], o Ponto 1 é restringido à translação nas direções y e z e a rotação em torno de x e z. Eles afirmaram que a liberdade de translação em x e rotação em y são suficientes para permitir uma flexão puramente vertical. O Ponto 2 é fixo em todos os graus de liberdade para restringir as movimentações do modelo. Eles afirmaram que, dessa maneira, a seção do navio estaria sujeita a um momento vertical puro, o que permitiria a seção fletir horizontalmente e girar com os momentos não associados, e que essa simplificação é razoável para se avaliar a resistência última à flexão de uma seção de navio.

Chujutalli [128] aplicou as condições de contorno sugeridas pela DNV [130]. Os pontos de referência foram deixados livres para as translações longitudinal, vertical e transversal ($U_x = U_y = U_z = \text{livre}$). As rotações nos eixos X e Z ($\theta_x = \theta_z = 0$) foram restritas com a finalidade de garantir a rotação unicamente ao longo do eixo Y, onde foi aplicado o carregamento total na forma de incrementos de rotação. Para evitar o movimento de corpo rígido no modelo, molas foram inseridas em cada ponto de referência na direção vertical e transversal. As molas possuem rigidez constante recomendada pela DNV. A Figura 7.8 ilustra como o modelo deverá se comportar com a aplicação de um carregamento de aquecimento. Após a rotação na borda de carga em torno do eixo neutro, assim como uma viga em flexão, a região abaixo do eixo neutro é comprimida enquanto que a região acima é tracionada.

Tekgoz e outros [125] também aplicaram o carregamento de momento nos dois pontos de referência, mas com os outros graus de liberdade diferentes de Chujutalli [128].

Pollalis e Samuelides [88] deixaram apenas três graus de liberdade livres entre todos os doze graus de liberdade (somados os graus de liberdade de cada ponto de referência). Dessa forma, apenas a rotação horizontal para os dois pontos de referência e a translação longitudinal de um ponto de referência não foram restringidas. Eles não mostraram os resultados de uma investigação que concluiu que as rotações em torno dos eixos vertical e longitudinal e as translações vertical e horizontal não afetam os resultados de momento vertical último de uma viga-caixão. Citaram no trabalho que os mesmos

testes foram realizados para o modelo de um navio com extensão longitudinal de um espaçamento entre cavernas e as mesmas conclusões foram obtidas, tanto para o navio intacto, quanto para o navio com um dano no costado.

Na sequência deste capítulo, foram realizadas algumas comparações do resultado de momento vertical último com algumas das diferentes condições de contorno consideradas nas publicações citadas.

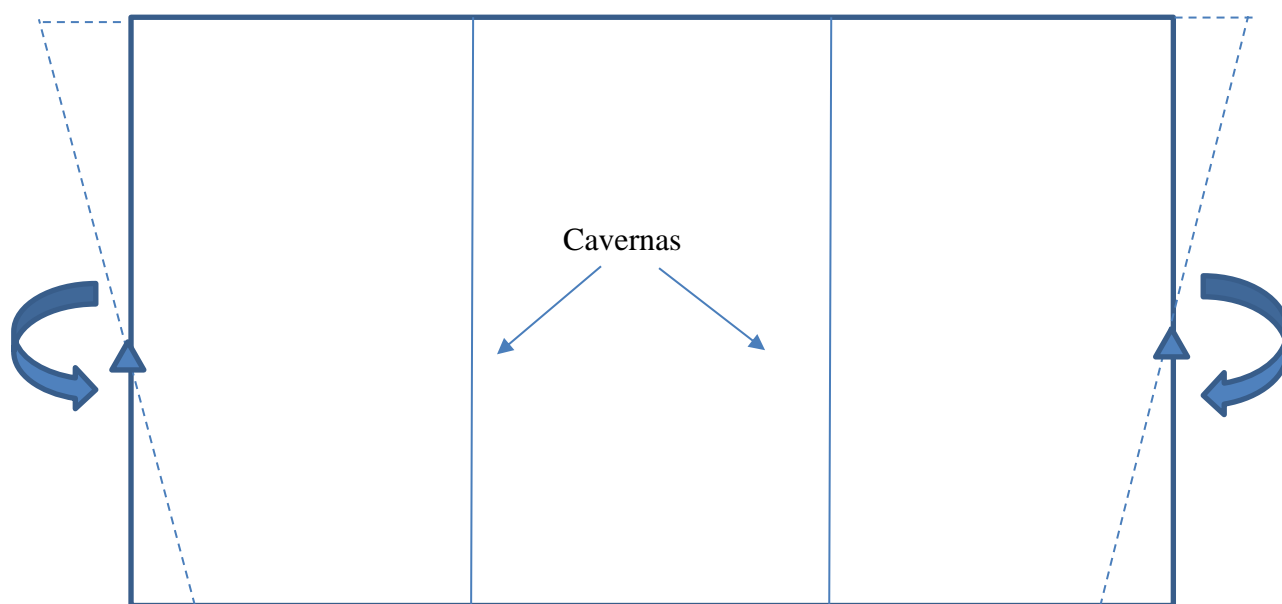


Figura 7.8: Ilustração de carregamento do modelo com momentos aplicados nos dois pontos de referência para avaliação da resistência em alquebramento

7.1.4 Malha, convergência e momento fletor de regra

A discretização de malha dos modelos foi realizada com elementos de casca S4R para as placas e reforços longitudinais e S3R para as cavernas transversais pela complexidade de sua forma, já que são compatíveis. As análises quase estáticas reduzem, consideravelmente, os recursos computacionais e podem ser utilizadas onde os efeitos das forças inerciais têm pouca ou nenhuma influência no fenômeno estudado. As rotações de alquebramento e tosamento são inseridas de forma incremental, onde a rotação total é subdividida em pequenos incrementos de rotação. O primeiro incremento aplicado na estrutura representa uma fração de 0,2% da rotação total. Os próximos incrementos têm um valor máximo igual ao incremento inicial. O incremento mínimo é definido

automaticamente pelo próprio programa (ABAQUS), dependendo da convergência de cada incremento. Quando um incremento não converge, este é subdividido até que a convergência ocorra. Os resultados de momento vertical último são apresentados na forma do momento resistido pela estrutura devido a uma determinada fração da rotação total.

A malha empregada no modelo deve apresentar maior refinamento nas regiões nas quais a falha ocorre. A falha se inicia com a flambagem de placas do convés do navio para a condição de tosamento e nas placas do fundo do navio para a condição de alquebramento. Portanto, a malha deve apresentar um refinamento suficiente para capturar todos os possíveis modos de falha. A experiência em refinamentos de malha de placas e painéis enrijecidos que foram avaliados anteriormente podem ser adotados para o modelo do navio. A transição de refinamento não deve ser brusca para que não haja problemas de convergência. Notaro e outros [88] identificaram que o número mínimo de elementos a ser utilizado na região de falha do navio. Eles mencionaram o número de seis elementos na placa entre enrijecedores e três ou quatro elementos na alma do reforço. As malhas empregadas nos modelos desenvolvidos neste capítulo apresentam malhas mais refinadas que as discretizações recomendadas por Notaro e outros [88].

Com os resultados obtidos dos modelos numéricos utiliza-se das regras de sociedades classificadoras para comparar os resultados. No projeto da resistência longitudinal de navios, as regras das sociedades classificadoras apresentam formulações simples para o cálculo do módulo mínimo que uma seção de navio deve resistir. O momento vertical (M_t) é definido como a soma entre os momentos em águas tranquilas (M_{sw}) e o momento em onda (M_w).

$$M_t = M_{sw} + M_w \quad (7.1)$$

Pelo critério de cargas da ABS (American Bureau of Shipping), o momento fletor total máximo admissível para o navio em condição intacta, pode ser obtido nas referências [131] e [132]. O cálculo do máximo momento fletor admissível para a condição intacta é dado por:

$$M_{ti} = M_s + M_w \text{ (kN.m)} \quad (7.2)$$

Onde:

M_s - Máximo momento fletor em águas tranquilas (tosamento e alquebramento)

M_w - Momento fletor em ondas induzidas (tosamento e alquebramento).

O momento fletor em águas tranquilas resulta da pior condição da carga do navio, considerando tosameto e alquebramento. Por simplicidade, muitas vezes são tomadas formulações empíricas sugeridas pelas sociedades classificadoras:

Momento fletor de alquebramento em águas tranquilas (MN.m):

$$M_{ss} = +0.01C_wBL^2(11.97 - 1.9C_b) \quad (7.3)$$

Momento fletor de tosameto em águas tranquilas (MN.m):

$$M_{sh} = 0.05185C_wBL^2(C_b + 0.7) \quad (7.4)$$

Onde:

C_w - 10.75(Coeficiente da onda)

L - Comprimento entre perpendiculares

B - Boca

C_b - Coeficiente de bloco

O momento fletor de ondas induzidas é normalmente o valor médio do momento fletor de ondas induzidas extremas que o navio provavelmente vai encontrar durante sua vida útil e que é dada pela seguinte formulação:

Momento fletor de alquebramento em ondas (KN.m):

$$M_{wh} = K2C_wBL^2(C_b).10^{-3} \quad (7.5)$$

Momento fletor de tosameto em ondas (KN.m):

$$M_{ws} = K1C_wBL^2(C_b + 0.7).10^{-3} \quad (7.6)$$

Onde:

K1 - 110

K2 - 190

7.1.5 Imperfeições de fabricação

Os capítulos anteriores deste trabalho e algumas publicações referenciadas na tese, mostraram a influência da presença das imperfeições de fabricação em análises de resistência última de placas e painéis enrijecidos. Entretanto, poucos trabalhos quantificaram essa influência na resistência última longitudinal de um navio. Notaro e outros [88] analisaram a redução de capacidade estrutural devido às imperfeições geométricas. Eles compararam a resistência última longitudinal de navios com e sem a modelagem das imperfeições geométricas. Apresentaram resultados de perda de resistência última longitudinal de apenas 2% para um navio graneleiro em tosamento e de 3% para o mesmo navio em alquebramento. Em alguns casos de navios com danos, a perda de resistência devido às imperfeições alcançou o valor de 8%. Portanto, concluíram que as imperfeições representam insignificativa influência na resistência última longitudinal de navios.

Estudos realizados pelo comitê de resistência última do ISSC 2012 [3] avaliaram o efeito das imperfeições geométricas iniciais na resistência última longitudinal de um navio Suezmax de casco duplo e de um VLCC de casco duplo. Eles concluíram que o efeito é pequeno, tanto para a condição de alquebramento, quanto para a condição de tosamento, enquanto a magnitude da máxima imperfeição geométrica inicial está dentro da faixa magnitude média ($0,1\beta^2t$).

Em um dos estudos realizados pelo comitê de resistência última do ISSC 2015 [2], diferentes distribuições de imperfeições geométricas foram adotadas para um modelo de viga-caixão similar ao corpo paralelo de um navio. Os resultados mostraram pouca influência das imperfeições geométricas de fabricação. Um dos participantes dos estudos variou a amplitude da imperfeição de fabricação de placa e do reforço independentemente e concluiu que o efeito desta alteração se mostrou insignificativo. Outros participantes do estudo variaram mais parâmetros, incluindo a amplitude da imperfeição lateral-flexural do reforço, forma de distribuição das imperfeições e a direção da imperfeição em relação à placa. A maior diferença para carga última obtida em todos os estudos foi de 8%.

Chujutalli e outros [128] avaliaram a resistência longitudinal última de um navio suezmax em condição de alquebramento. Duas diferentes distribuições de imperfeições geométricas, com uma e seis meias ondas longitudinais, foram avaliadas. Os resultados do estudo mostraram uma diferença de resistência última longitudinal de apenas 3,15%.

7.2 – Análise numérica de avaliação da resistência última longitudinal de navios

Modelos de viga-caixão apresentam comportamento similar ao corpo paralelo de um navio, mas a complexidade da geometria do navio traz maiores dificuldades para o desenvolvimento de modelos e, principalmente, para a convergência da análise numérica. A revisão de alguns parâmetros da análise numérica de resistência última longitudinal de navios que foram mostrados nas primeiras seções deste capítulo e os bons resultados obtidos no estudo de correlação numérico e experimental utilizando os experimentos de Nishihara [91] e no teste experimental de flexão por quatro pontos, servem de base para a construção de modelos numéricos robustos para a avaliação da resistência última longitudinal de navios. Dois cascos foram adotados para as simulações, sendo um navio de casco simples e um navio de casco duplo. Dessa forma, o desempenho estrutural e o comportamento do colapso progressivo das diferentes estruturas podem ser comparados.

7.2.1 Navio petroleiro do tipo Suezmax

Um navio petroleiro do tipo Suezmax foi selecionado para ser analisado em relação a sua resistência última longitudinal. As vistas principais do petroleiro são mostradas na Figura 7.9 e as suas dimensões principais foram listadas na Tabela 7.2. Conforme pode ser observado, a estrutura do navio apresenta casco duplo.

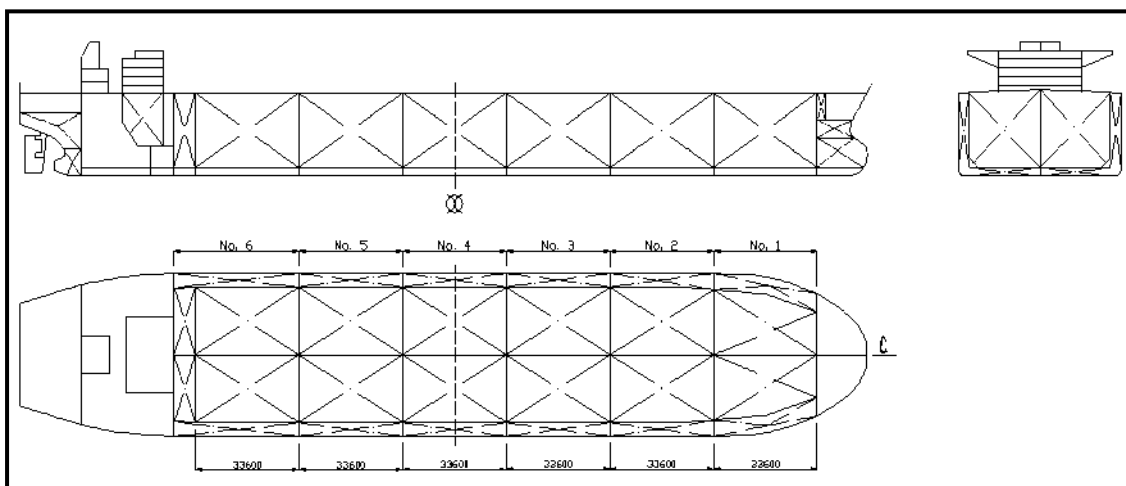


Figura 7.9: Vistas principais do navio

Tabela 7.2: Dimensões principais do navio

Comprimento total	274,20 m
Boca moldada	48,00 m
Pontal moldado	23,20 m
Calado de projeto	17,00 m
Coefficiente de bloco	0,84
Espaçamento entre cavernas	4800 mm

O modelo geométrico foi construído conforme explicado na seção 7.1.1. Chujutalli [128] analisou a resistência última deste navio para a condição de aquebramento. Neste estudo, a resistência última longitudinal do navio foi avaliada nas condições de tosamento e aquebramento. Dessa forma, considerando a estrutura do navio como uma viga e os momentos fletores de aquebramento e tosamento, a meia nau do navio é a região mais propensa à falha. Com base nesta consideração, uma seção representativa da região típica da meia nau do navio foi modelada. A extensão do modelo apresenta uma caverna central adicionada de meia caverna a vante e a ré. A Figura 7.10 mostra o modelo geométrico desenvolvido com $1/2 + 1 + 1/2$ de espaçamentos entre cavernas. Detalhes na estrutura do navio como portas de visita, borboletas, e outros, não são incluídos no modelo conforme citado na seção 7.1.1.

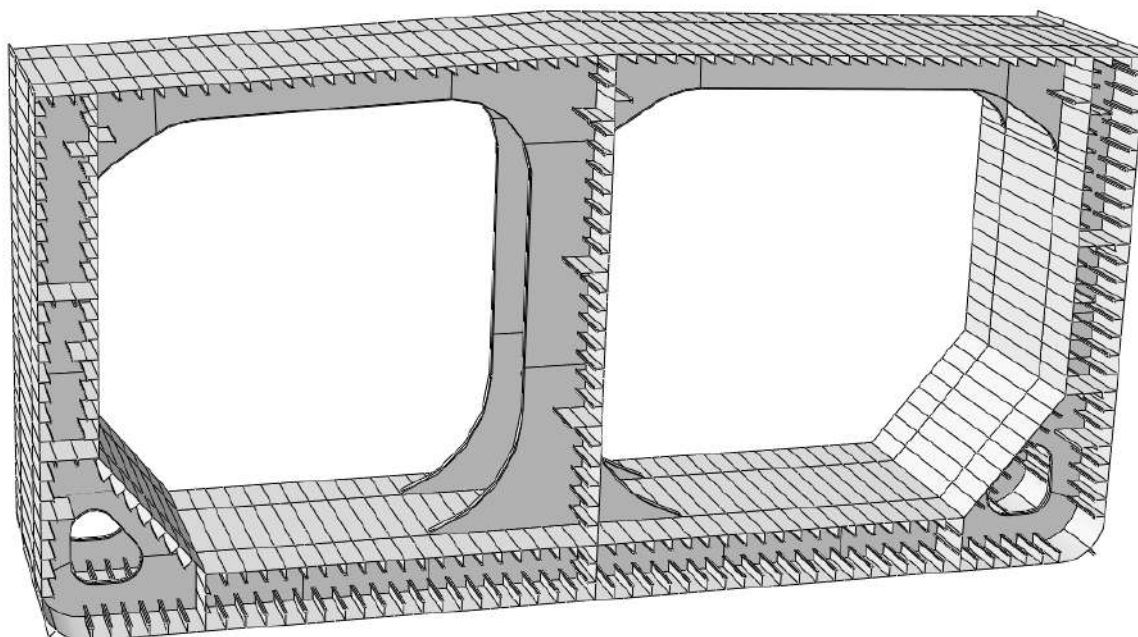


Figura 7.10: Modelo geométrico desenvolvido com 1/2+1+1/2 de espaçamentos entre cavernas

A Tabela 7.3 mostra as informações do chapeamento de fundo e do convés do navio. São utilizadas as espessuras mínimas de corrosão.

Tabela 7.3: Dimensões das placas de fundo e convés

Espaçamento entre cavernas	4800 mm
Espaçamento entre reforços	850 mm
Espessura da placa de convés	19.5 mm
Espessura da placa do fundo	21.5 mm

As imperfeições de fabricação foram distribuídas nos painéis enrijecidos situados na caverna central e seguindo as recomendações da DNV [39] para a amplitude máxima de imperfeição geométrica ($b/200$). O modo de distribuição adotado apresenta uma meia onda na direção transversal e seis meias ondas na direção longitudinal, conforme a razão de aspecto da placa (a/b). A Figura 7.11 mostra as imperfeições geométricas de uma placa entre reforços. Observa-se as seis meias ondas na direção longitudinal da placa. A Figura 7.12 mostra as imperfeições na região do duplo fundo.

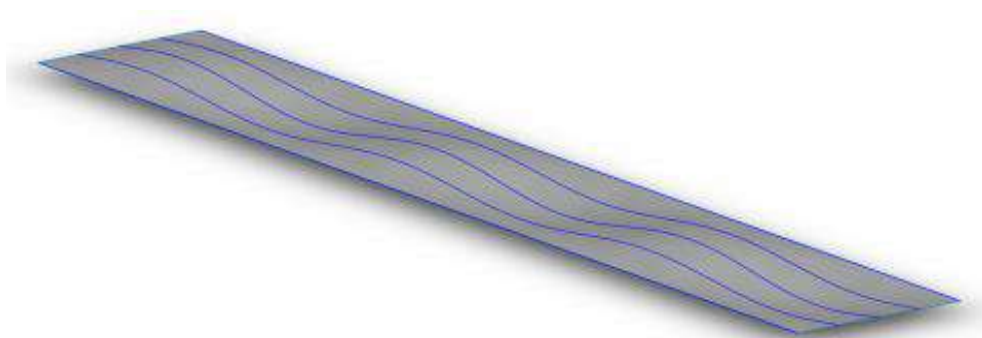


Figura 7.11: Modo de distribuição das imperfeições ($m = 6$)

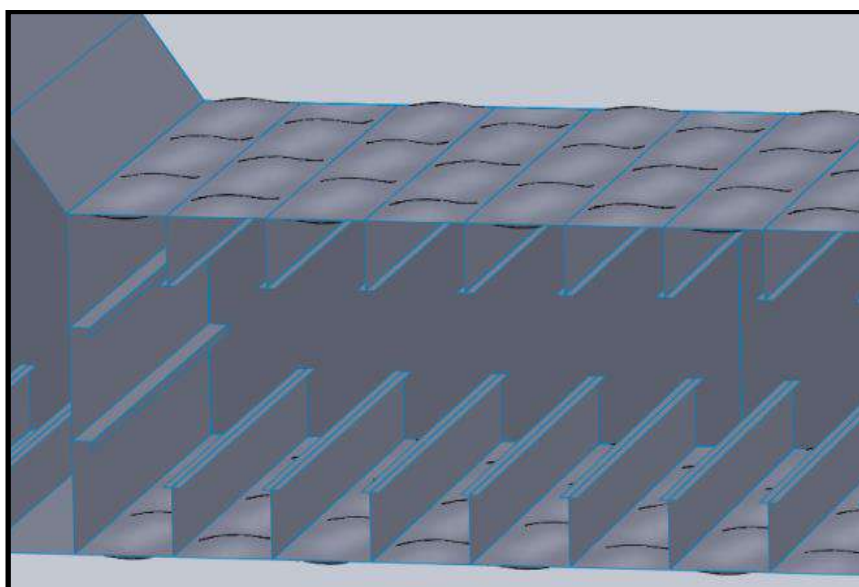


Figura 7.12: Fundo duplo com imperfeições amplificadas para a visualização

Três curvas de materiais foram utilizadas na modelagem do navio. As tensões de escoamento, o módulo de elasticidade e o coeficiente de Poisson dos materiais são mostrados na Tabela 7.4. As curvas do material em função da tensão verdadeira por deformação plástica logarítmica podem ser vistas na Figura 7.13.

Tabela 7.4: Propriedades do material dos aços considerados

Aço	σ_0 (MPa)	E (GPa)	ν
A131	235	210	0,3
AH32	315	210	0,3
DH36	355	210	0,3

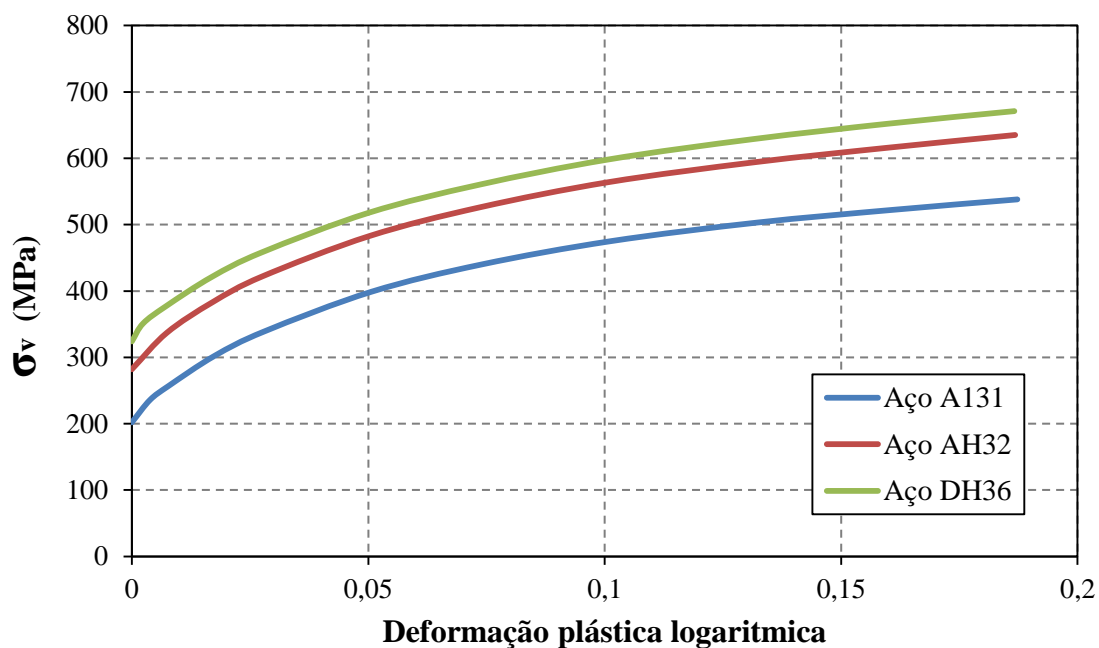


Figura 7.13: Curvas dos materiais utilizados no modelo

Na Figura 7.14, observa-se a distribuição dos três tipos de aço utilizados na estrutura do navio. O aço AH32 foi principalmente empregado na fabricação de painéis do fundo e do convés do navio. Estas regiões que sofrem o colapso estrutural quando o navio recebe o momento vertical último.

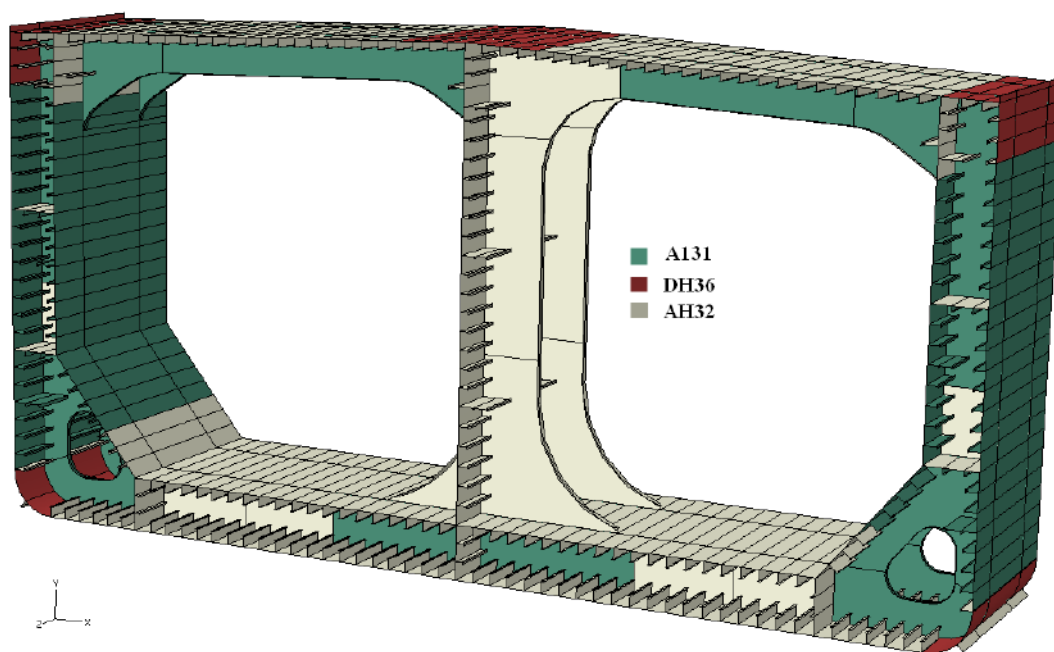
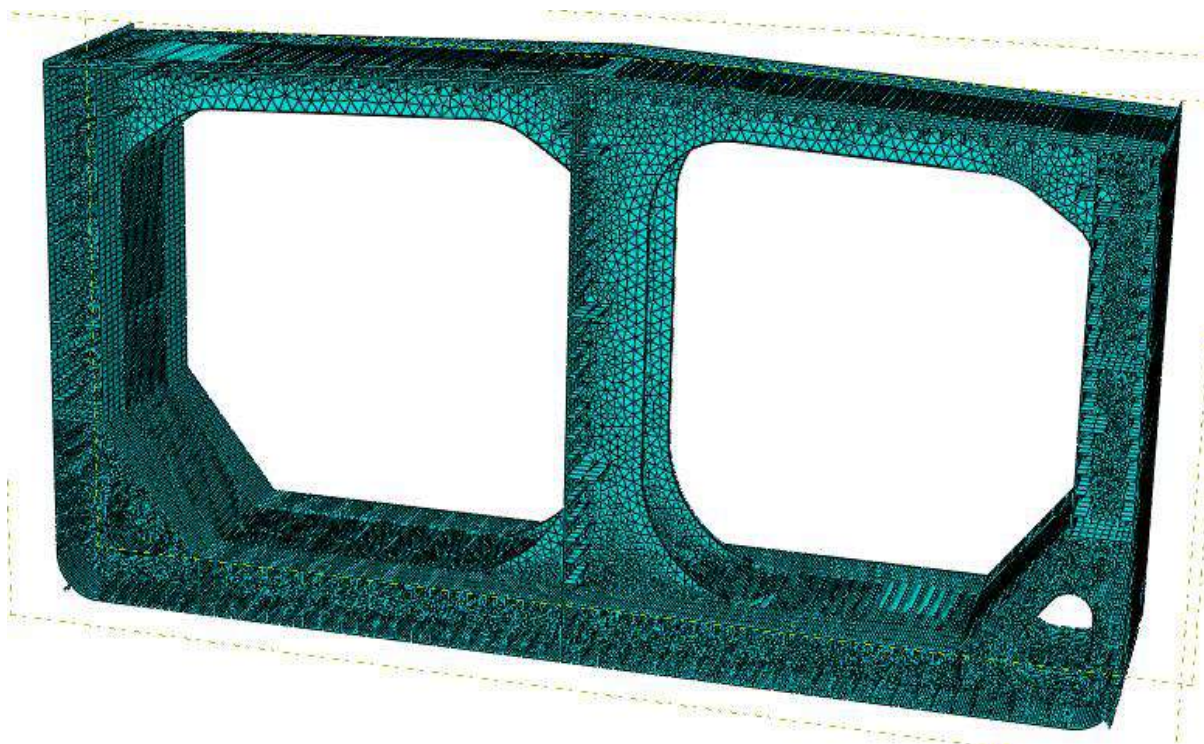


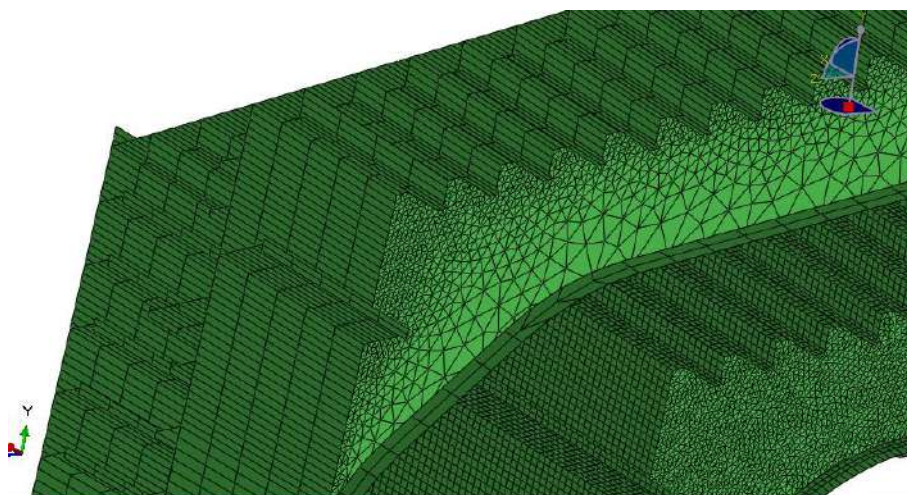
Figura 7.14: Distribuição do aço utilizado na modelagem do navio.

O refinamento de malha segue as premissas levantadas na seção 7.1.4. Foram desenvolvidas dois diferentes refinamentos de malhas. Um modelo apresenta refinamento maior na região do fundo para a análise na condição de alquebramento e o segundo modelo apresenta refinamento maior no convés para a análise na condição de tosamento. A distribuição dos elementos na região refinada apresenta 7 elementos na placa entre reforços, 4 elementos na alma do reforço e 2 ou 3 no flange do reforço. Foram realizadas simulações com refinamentos de malha mais densos, mas os resultados mostraram que a malha descrita apresentava resultados com melhor relação entre a precisão e o tempo computacional. A Figura 7.15 (a) mostra a malha empregada nas análises. A Figura 7.15 (b) mostra o detalhe da malha no convés onde se observa a maior densidade de malha na caverna central.

A Figura 7.16 mostra os pontos de referência que recebem as condições de contorno conforme foi explicado na seção 7.1.3. Esta figura também mostra a ligação entre os pontos de referência aos nós das extremidades do modelo. Conforme mencionado anteriormente, o ponto de referência 1 recebe a condição de contorno de engaste e o ponto de referência 2 recebe o carregamento das rotações prescritas para simular o momento livre de alquebramento ou de tosamento. Uma rotação de 0,0048 radianos foi aplicada na análise. A condição de contorno aplicada ao modelo desenvolvido nesta tese também difere da condição utilizada na dissertação de mestrado de Chujutalli [128]. Em sua dissertação, as condições de contorno nos pontos de referências foram deixadas livres nas translações longitudinal, vertical e transversal ($U_x = U_y = U_z = \text{livre}$) e as rotações no eixo X e Z ($\theta_x = \theta_z = 0$) foram restritas, deixando apenas a rotação em torno do eixo Y livre para aplicação da carga em ambos os pontos de referência. O modelo também foi apoiado por molas na direção vertical e transversal localizadas em cada ponto de referência para evitar o movimento como corpo rígido.



(a) Vista do modelo completo



(b) Detalhe da malha na região convés do navio

Figura 7.15: Refinamento de malha adotado para as análises

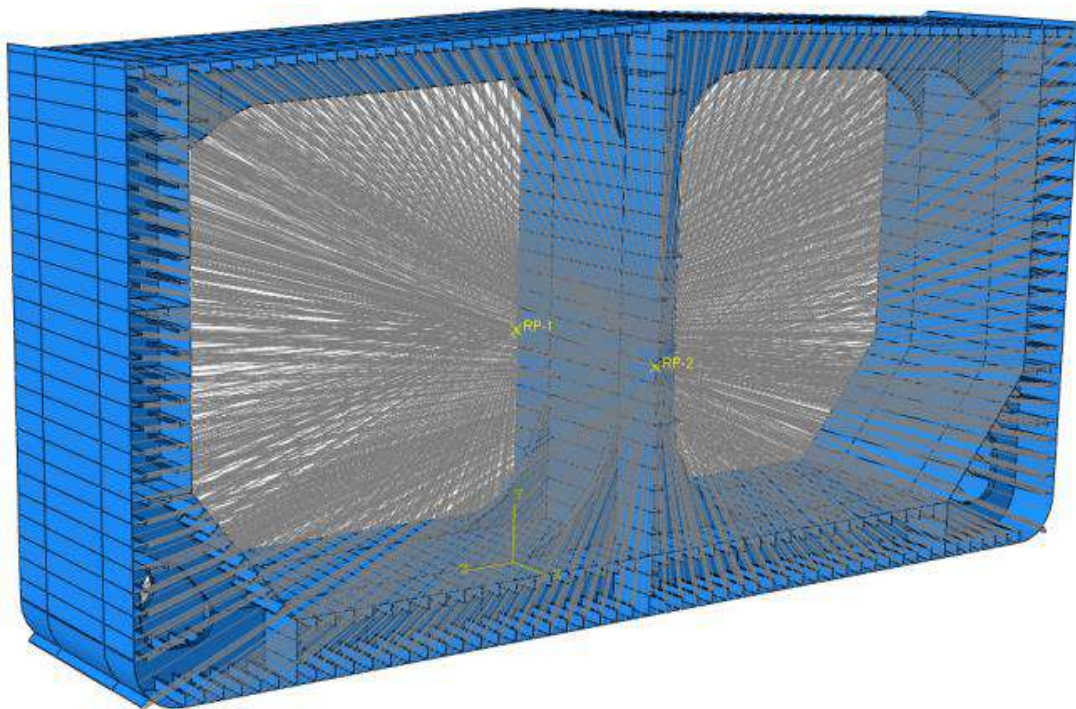


Figura 7.16: Pontos de referência acoplados aos nós das extremidades longitudinais do modelo

Os resultados obtidos para o momento vertical último, nas condições de tosamento e alquebramento, apresentaram os valores de 11,2 GNm e 13,4 GNm. As curvas de momento vertical por fração de rotação para as condições de tosamento e alquebramento são exibidas na Figura 7.17. Os resultados podem ser comparados ao momento fletor admissível por regra. Com a utilização das equações mostradas na seção 7.1.4, obtém-se os respectivos valores de 9,82 GN.m e 11,71 GN.m, para os momentos em tosamento e alquebramento. Estes números mostram que existe uma exigência maior de regra em relação ao momento de alquebramento. Os resultados numéricos mostram que a resistência última do navio apresenta reserva de resistência para ambos os casos de carregamento, mesmo considerando a estrutura sem a sua margem de corrosão. As curvas de resistência exibidas na Figura 7.17 mostram uma falha brusca no convés para o carregamento de tosamento e uma falha mais suave no fundo em alquebramento. As Figuras 7.18 e 7.19 mostram o pós-colapso do navio para as duas condições de carregamento. Conforme esperado, estes resultados apresentam valores significativamente inferiores aos obtidos por Chujutalli [128], com uma redução de resistência longitudinal de aproximadamente de 30% para a condição de alquebramento.

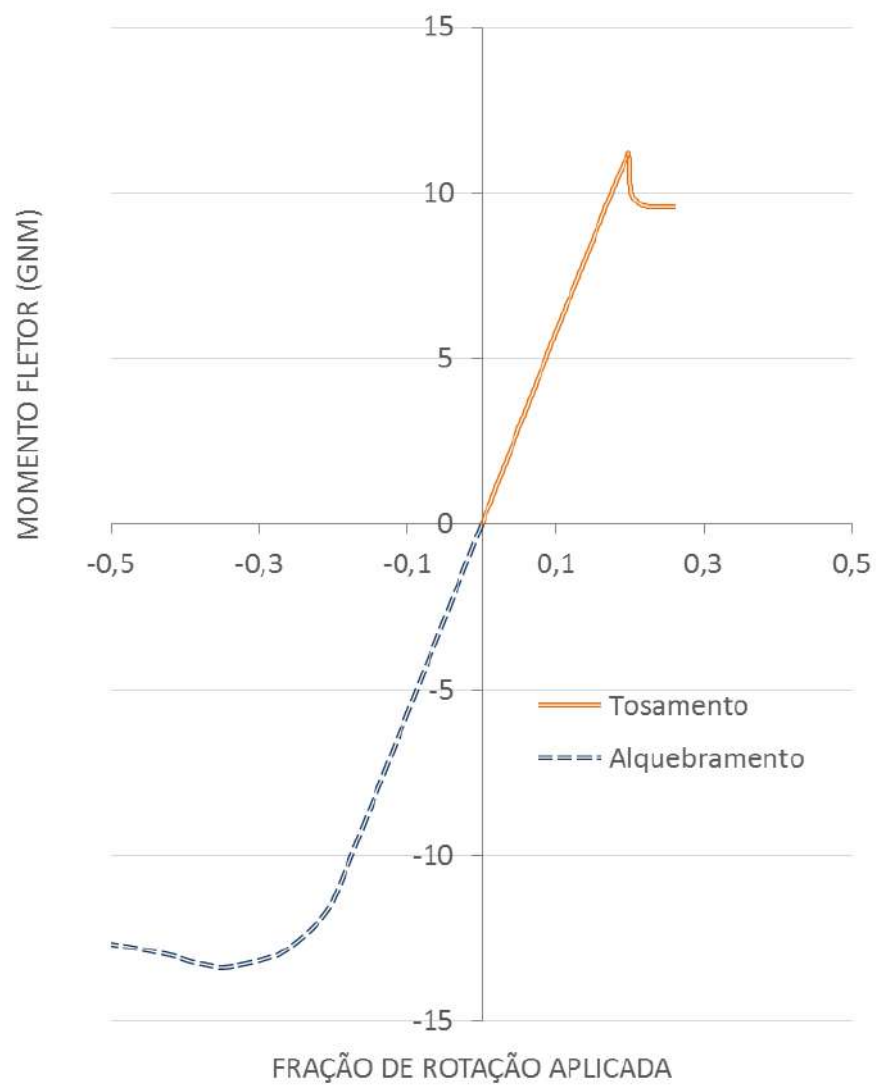


Figura 7.17: Momento vertical último para as condições de alquebramento e tosamento

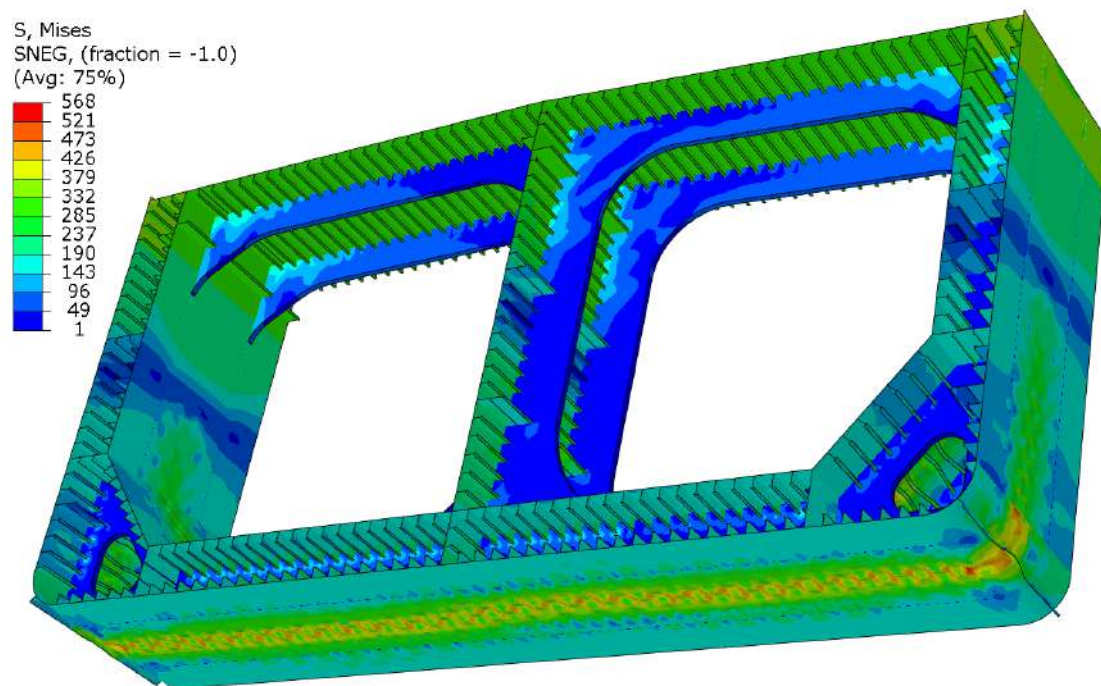


Figura 7.18: Pós-colapso em aquebramento

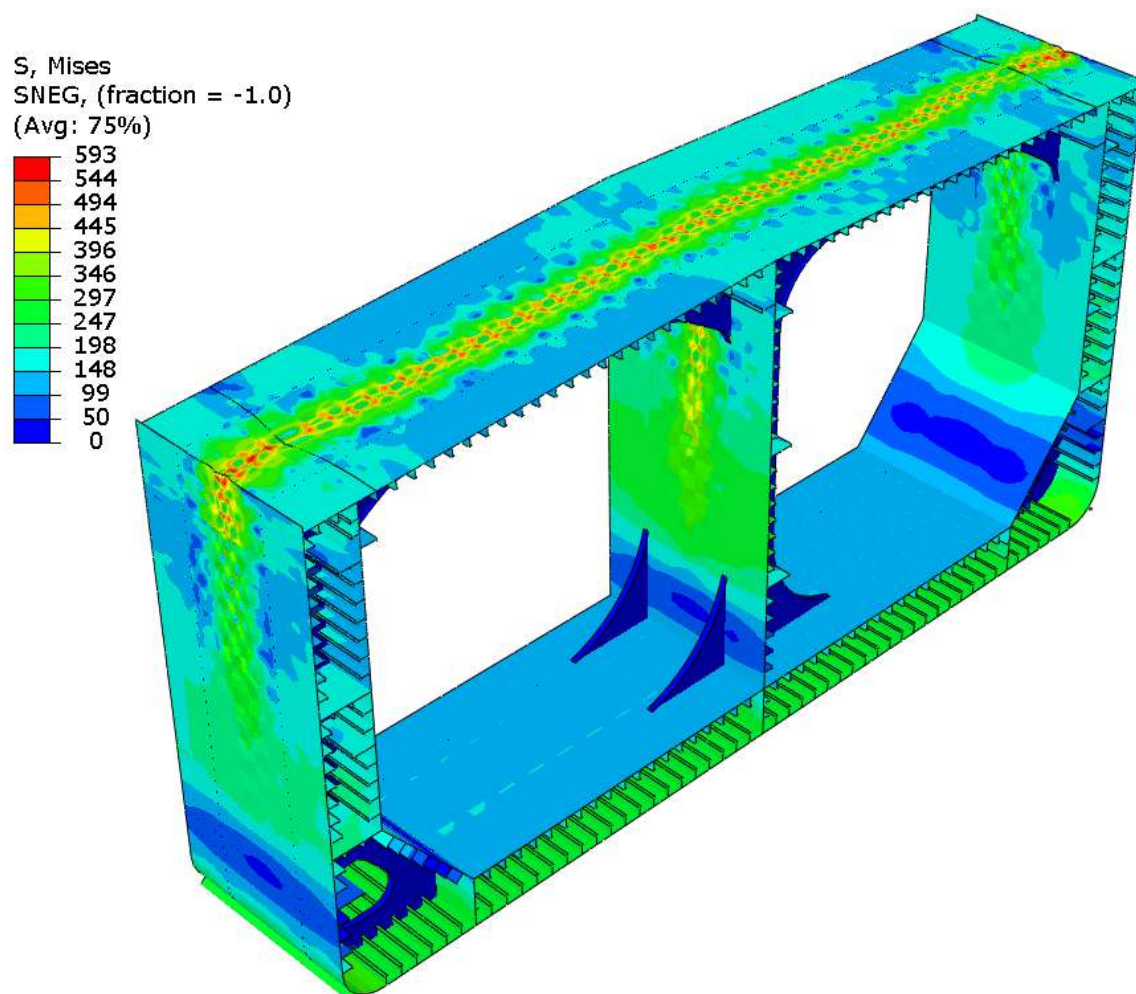


Figura 7.19: Pós-colapso em tosamento

Com os resultados obtidos, a principal diferença de resistência limite entre as duas condições de carregamento, está associada a maior robustez das chapas do fundo e dos reforços do fundo e à resistência adicional devido ao teto do duplo fundo do navio.

7.2.1.1 Sequência de falha

Para o carregamento de tosamento que resultou na falha do convés do navio, analisa-se a sequência de falha estrutural até o colapso total do navio. Foi observado que a falha do convés se inicia com a flambagem de placas próximas à antepara longitudinal central do navio, enquanto os reforços se mantêm íntegros, conforme mostra a Figura 7.20.

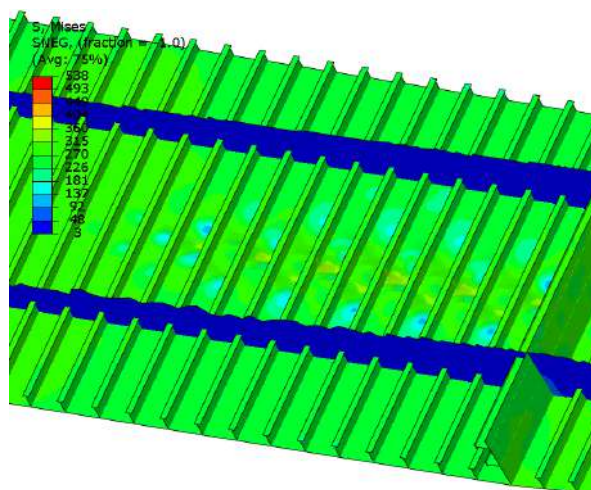


Figura 7.20: Flambagem de placas do convés com os reforços íntegros

A Figura 7.21 mostra que na fração de rotação 0.1991 (esquerda), apenas as placas entre reforços apresentam aspecto de flambagem e na fração de rotação 0.1997, os reforços iniciam este tipo de falha. Uma pequena adição de rotação foi suficiente para que além da falha local da placa, ocorresse a falha local do enrijecedor e da estrutura global do navio. Este resultado está de acordo com a Figura 7.17 que mostra uma falha brusca da estrutura do navio.

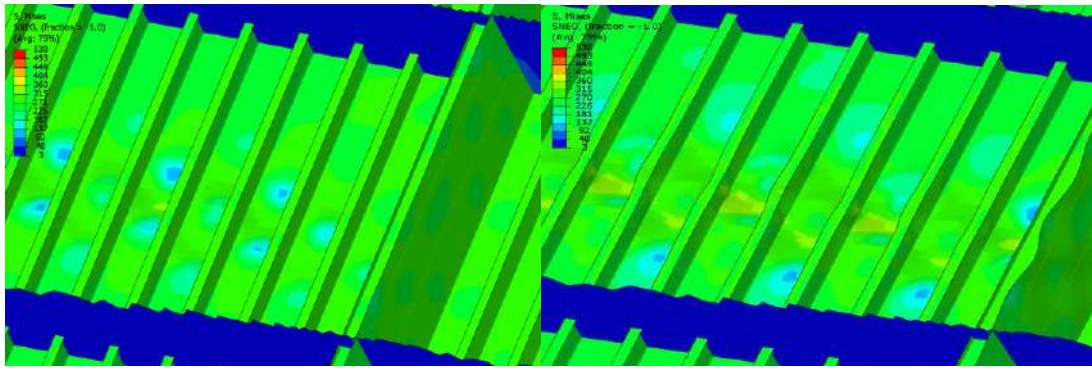


Figura 7.21: Flambagem de placas na fração de carga 0.1991 (esquerda) e dos reforços na fração 0.1997 (direita)

A Figura 7.22 mostra os elementos estruturais selecionados para a verificação da sequência de falha. Os elementos estruturais de índice c estão localizados na parte central do navio, sendo que os de índice 1 estão localizados a esquerda. Conforme mostra a figura, na parte central foi selecionado o primeiro chapeamento da antepara longitudinal central, e a primeira placa e reforço a cada bordo da antepara. A primeira placa e reforço localizados próximos ao costado também foram selecionados. A Tabela 7.5 mostra a fração de carga aplicada para a falha de cada elemento estrutural. Com os resultados, constata-se que os elementos centrais falharam antes dos elementos situados nos bordos do navio, com uma sequência bem definida e começando pela placa da antepara longitudinal central e seguindo pelos elementos adjacentes. Nota-se uma diferença muito pequena de incremento de carregamento para as falhas do primeiro e último elemento selecionados e este resultado reflete na falha brusca observada na curva de momento vertical último do navio.

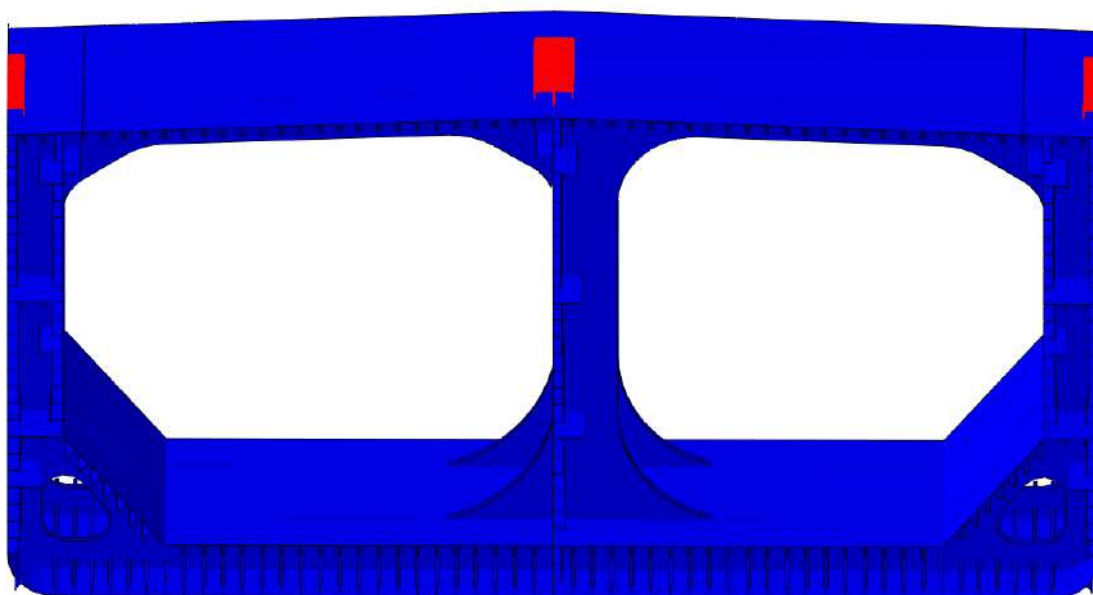


Figura 7.22: Elementos estruturais selecionados para verificação do instante da falha

Tabela 7.5: Fração de carga aplicada para a falha de cada elemento estrutural

Elemento estrutural	Fração de carga aplicada
Antepara	0,1947
Placa c2	0,1985
Placa c1	0,1982
Reforço c2	0,1983
Reforço c1	0,1994
Reforço 1	0,2044
Reforço 2	0,2044
Placa 1	0,2067
Placa 2	0,2074

A sequência de falha para a condição de alquebramento mostra um processo de falha mais suave, principalmente quando comparado com a falha brusca ocorrida na condição de tosamento. Essa condição também apresenta maior resistência última e isso pode ser verificado na sequência de falha estrutural. A Figura 7.23 mostra os elementos estruturais selecionados para a verificação da sequência de falha. Na Tabela 7.5 pode ser identificada a fração de carga aplicada para a falha estrutural de cada elemento. Observa-se que a sequência de falha difere consideravelmente da obtida para o convés em tosamento. A primeira falha ocorre nas placas centrais, seguida pela antepara central,

placas dos bordos e por último os reforços. Após a falha da primeira placa é necessária uma adição de carga substancial até a falha do primeiro reforço selecionado. A diferença de carregamento entre a falha do primeiro elemento estrutural e o último apresenta um comportamento significativamente diferente da sequência de falha no convés.

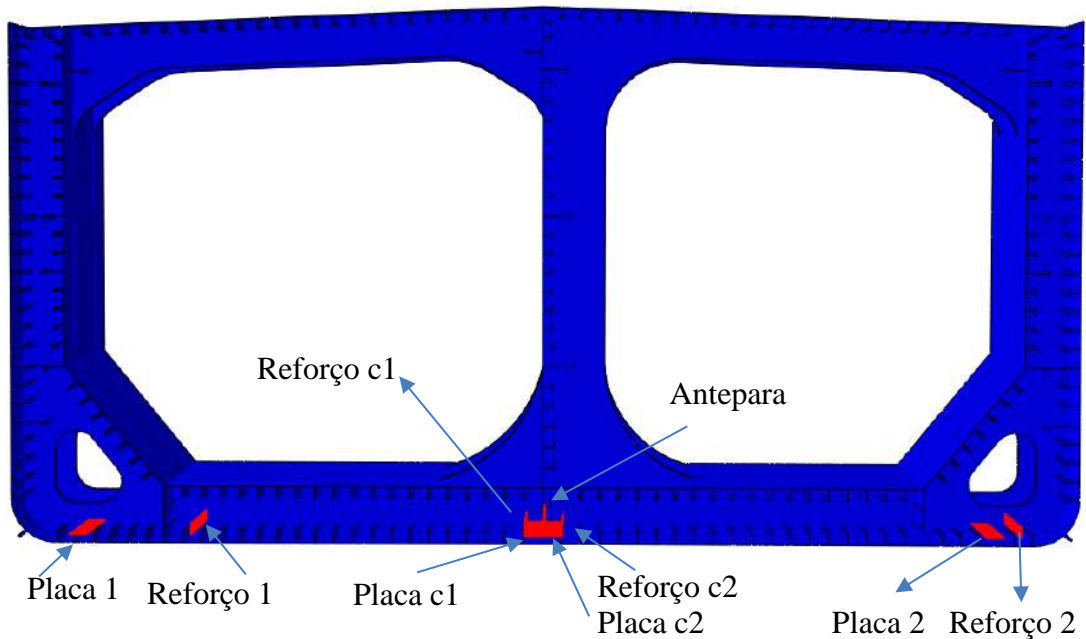


Figura 7.23: Elementos estruturais selecionados para verificação do instante da falha

Tabela 7.6: Fração de carga aplicada para a falha de cada elemento estrutural

Elemento estrutural	Fração de carga aplicada
Placa c1	0,218
Placa c2	0,218
Antepara	0,255
Placa 1	0,276
Placa 2	0,276
Reforço 1	0,284
Reforço c2	0,288
Reforço c1	0,290
Reforço 2	0,300

Após a falha dos painéis do fundo, a estrutura do navio ainda suporta uma adição de carga maior devido à existência do fundo duplo. A Figura 7.24 mostra os elementos estruturais selecionados para a verificação da sequência de falha e a Tabela 7.6 mostra a sequência de falha de cada elemento estrutural. Assim, após a falha dos painéis do fundo,

e uma fração adicional de carga, ocorre a falha das placas do teto do fundo duplo e em seguida, com uma pequena adição de carga, os reforços também falham.

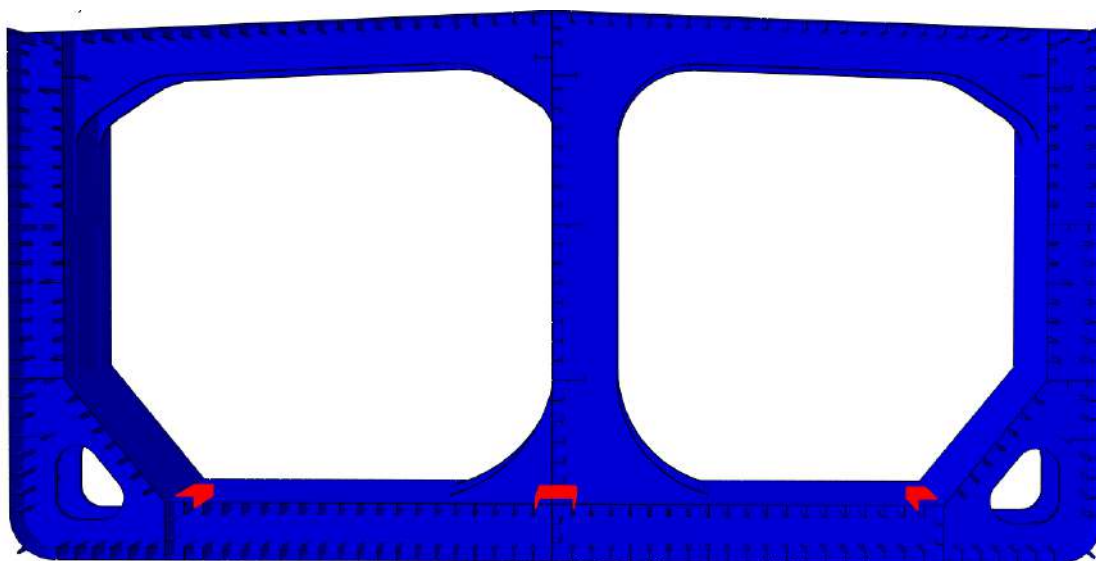


Figura 7.24: Elementos estruturais selecionados para verificação do instante da falha

Tabela 7.7: Fração de carga aplicada para a falha de cada elemento estrutural

Elemento estrutural	Fração de carga aplicada
Placa 1	0,323
Placa c1	0,328
Placa c2	0,328
Placa 2	0,335
Reforço c2	0,345
Reforço c1	0,348
Reforço 1	0,353
Reforço 2	0,358

Conforme observado nas análises de sequência de falha, a região do fundo em aquebramento apresentou uma sequência de falha bem definida em relação aos elementos estruturais, com a falha das placas e reforços do fundo e em seguida, das placas e reforços do teto do fundo duplo. A Figura 7.25 ilustra a sequência de falha dos conjuntos de elementos da região de fundo do navio com a numeração identificando a sequência, onde o número 1 indica a falha das placas do fundo que foram os primeiros elementos a colapsar, o número 2 indica os reforços do fundo que colapsaram com uma carga

adicional, o número 3 representa as chapas do teto do fundo duplo que falharam na sequência de carregamento e por último, com o número 4, observa-se os reforços do teto do fundo duplo, que foram os últimos elementos a suportar carregamento na estrutura do fundo duplo do navio.

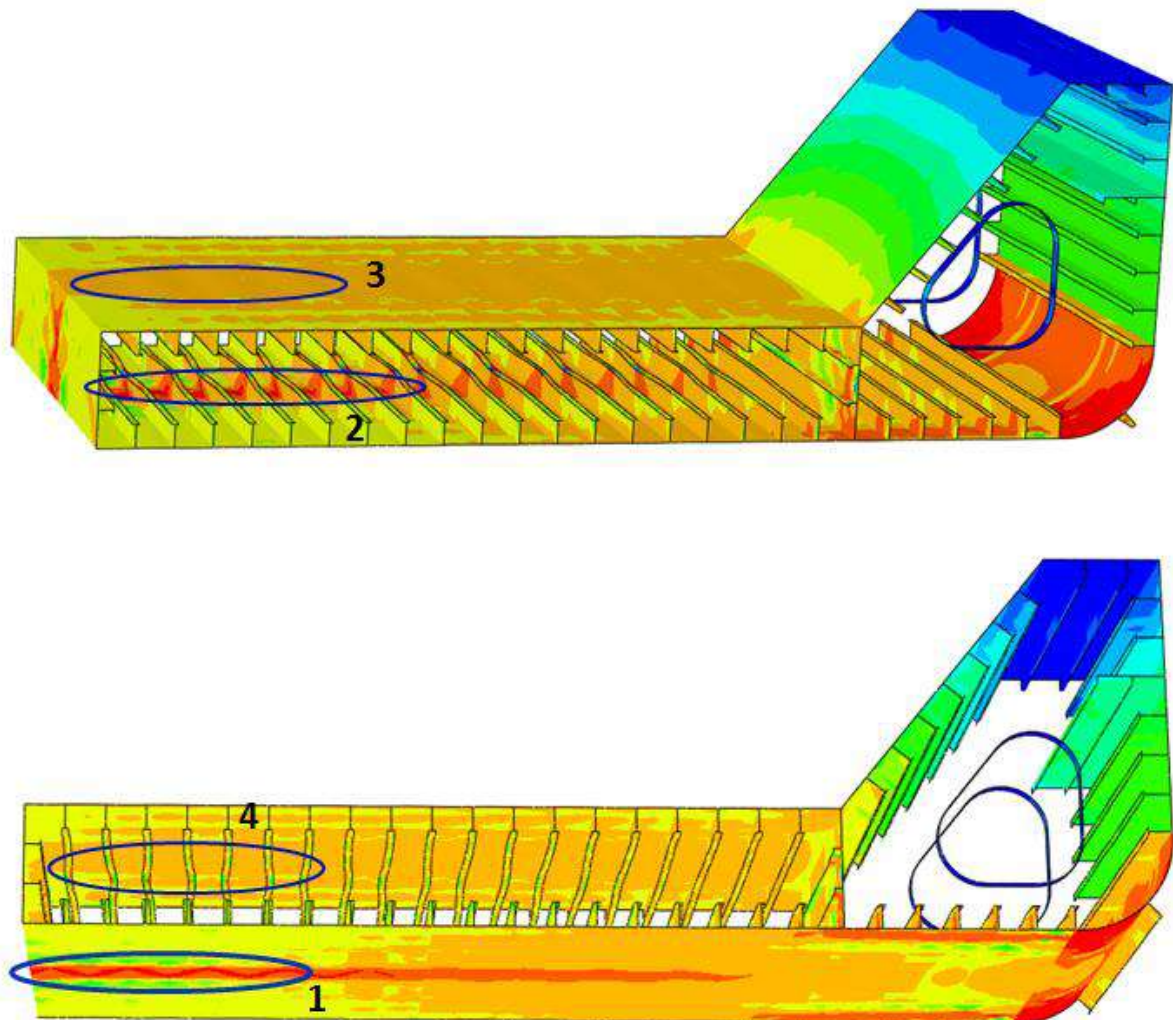


Figura 7.25: Sequência de falha da região de fundo do navio em alquebramento

7.2.1.2 Análises adicionais

Para comparar a influência das diferentes condições de contorno adotadas nos modelos desta tese e da dissertação de Chujutalli [128], foi realizada uma simulação com o carregamento de alquebramento. Os resultados podem ser verificados na Figura 7.26. Observa-se um comportamento similar entre as curvas de momento vertical por fração de rotação, principalmente quando se compara o valor de resistência limite, que apresenta

uma diferença de apenas 1%. Este resultado mostra que a condição de contorno utilizada por Chujutalli e indicada pela DNV [39] fornece resultados similares aos resultados da condição de contorno adotada nesta tese para as análises de resistência última longitudinal do navio. A Figura 7.27 mostra a comparação de resultados quando se utiliza as condições de contorno adotadas no trabalho de Trovado [129], que foram citadas na seção 7.1.3. Observa-se uma diferença para o valor de pico de resistência de aproximadamente 5%, o que mostra uma pequena diferença no resultado com a mudança na condição de contorno.

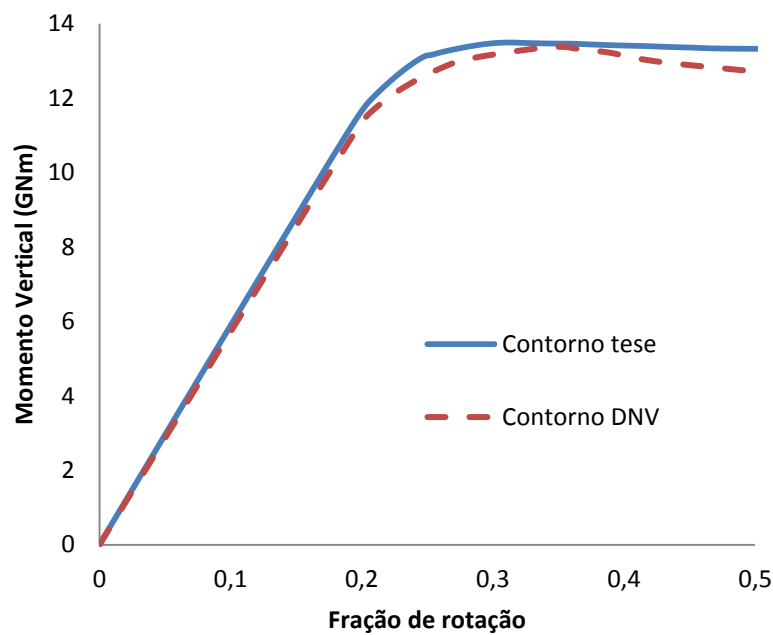


Figura 7.26: Comparação de resultado de momento vertical para diferentes condições de contorno

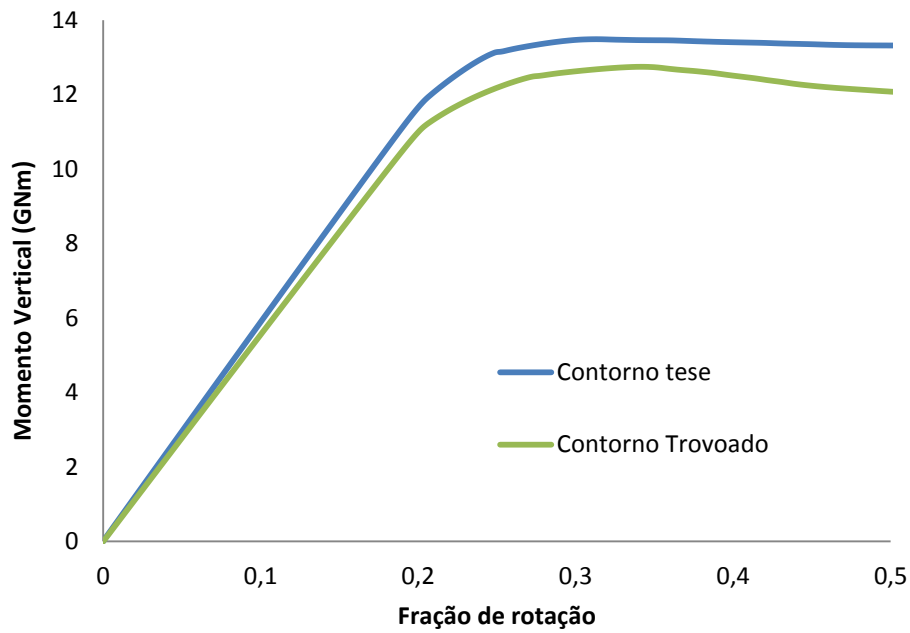


Figura 7.27: Comparação de resultado de momento vertical para diferentes condições de contorno

7.2.2 Navio petroleiro VLCC convertido em plataforma

Um navio petroleiro VLCC convertido em plataforma foi adotado para a segunda análise estrutural de resistência última longitudinal. O navio foi construído no Japão em 1974 e convertido em plataforma na década de 90. A Figura 7.28 mostra outra plataforma similar que foi convertida na mesma época. O VLCC apresenta casco simples e as suas dimensões principais são apresentadas na Tabela 7.8.



Figura 7.28: Navio plataforma convertido na década de 90

Tabela 7.8: Dimensões principais da plataforma

Comprimento total (Loa):	337,10 m
Comprimento entre perpendiculares (Lpp):	318,00 m
Boca moldada	54,50 m
DWT	137.000 ton
Pontal moldado	27,80 m
Calado de projeto	21,57 m

Conforme explicado na seção anterior, o estudo está concentrado em uma seção central da embarcação, que possui tanques de carga e lastro. O modelo, que foi desenvolvido com um espaçamento entre cavernas no centro, adicionado de meio espaçamento à vante e a ré, pode ser visualizado na Figura 7.29.

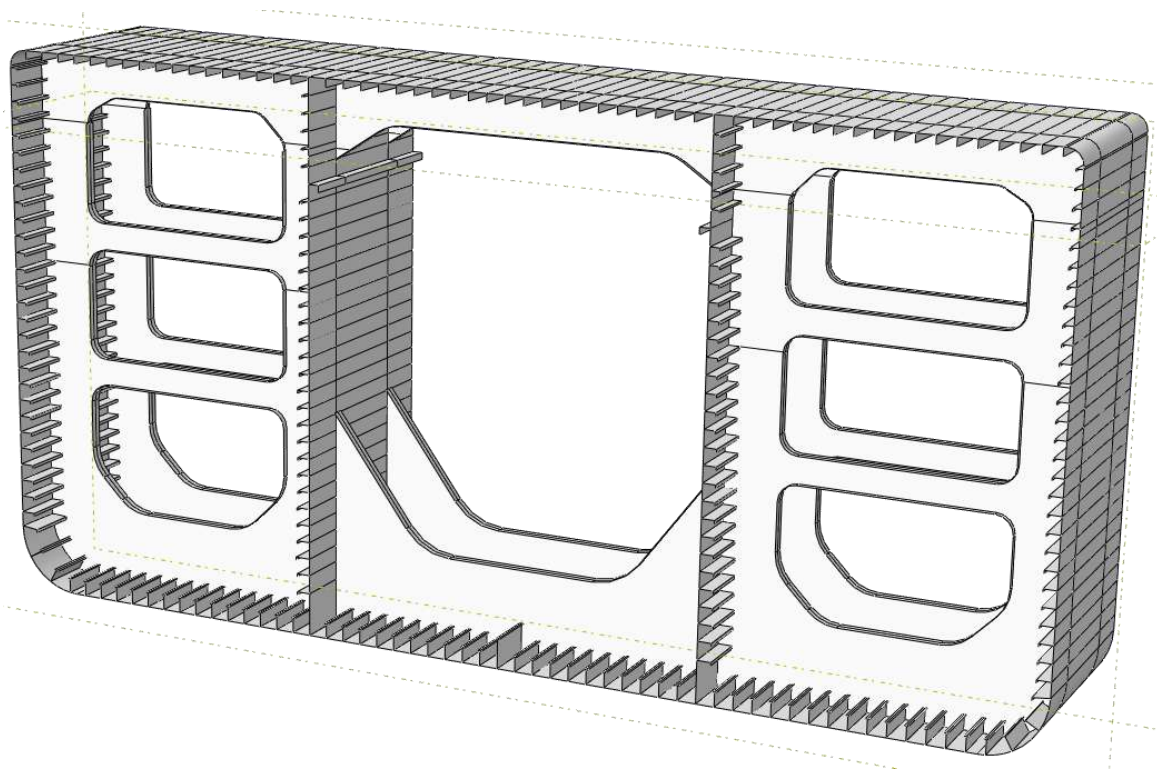


Figura 7.29: Modelo do FPSO com um espaçamento entre cavernas seguido de meio espaçamento a vante e a ré

As imperfeições de fabricação seguem os mesmos critérios utilizados na seção anterior para a modelagem do navio petroleiro. Para a amplitude máxima de imperfeição foi adotada a relação $b/200$. O modo de distribuição apresenta uma meia onda na direção transversal e seis meias ondas na direção longitudinal.

Nas simulações numéricas, foi adotado um material elástico-plástico considerando o encruamento por deformação para as análises não lineares. Foram utilizados para a modelagem do navio três tipos de graus de aço ASTM. As tensões de escoamento, o módulo de elasticidade e a relação de Poisson dos materiais considerados são mostrados na Tabela 7.4 e suas curvas do material de tensão verdadeira versus deformação plástica logarítmica aplicada ao ABAQUS são mostradas na Figura 7.13 A Figura 7.30 mostra a distribuição destes materiais na estrutura do navio.

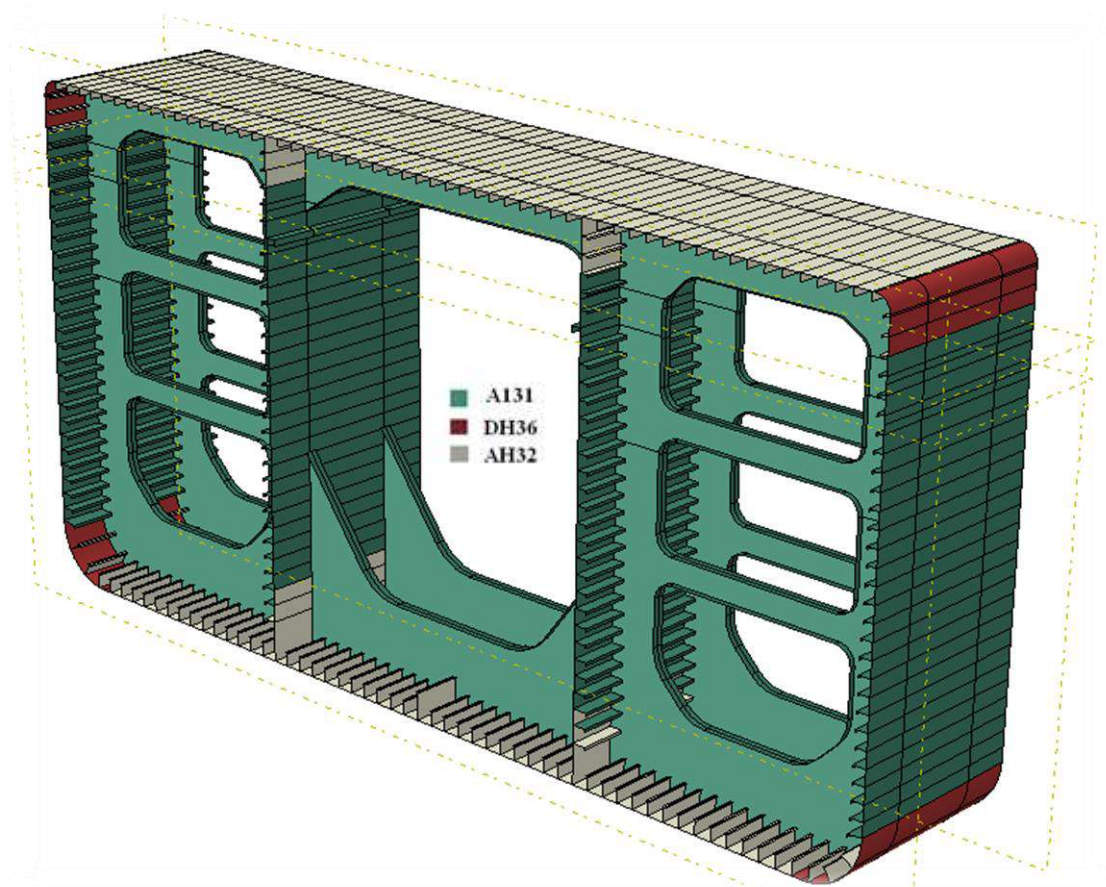


Figura 7.30: Distribuição do tipo de material utilizado na modelagem do navio

O desenho da seção mestra do navio mostra 3 níveis de espessuras para as chapas do convés e do fundo: espessuras originais do navio, espessuras de classe para operar como plataforma e espessuras de renovação (corrosão). Para as placas do convés, que estão sujeitas a falha em carregamento de tosamento, as espessuras apresentam os respectivos valores de 25,5 mm, 22,0 mm e 16,5 mm. Foi realizada uma análise de resistência última na condição de tosamento com os três níveis de espessuras no chapeamento do convés. A Figura 7.31 mostra os resultados obtidos na simulação. Observa-se uma grande diferença de resistência última para cada caso analisado. A Tabela 7.9 quantifica as perdas de resistência. Na primeira mudança de espessura que foi a redução da espessura original para uma espessura de regra que considera a operação do navio como plataforma, houve uma redução de espessura de 13,70% das placas do convés e uma perda de resistência longitudinal do navio de 16%. Para o navio com todas as placas do convés com espessuras no limite inferior de corrosão, houve uma redução de espessura de 35,20%, que gerou uma perda de resistência de 38%. Conforme esperado, os resultados mostram que a espessura das placas do convés tem influência significativa na resistência

última do navio em carregamento de tosamento. O momento vertical foi aplicado com uma rotação de 0,007 radianos. Para o caso do convés com a sua espessura revisada para operar como plataforma, uma fração de aproximadamente 13% de rotação foi necessária para a falha do navio.

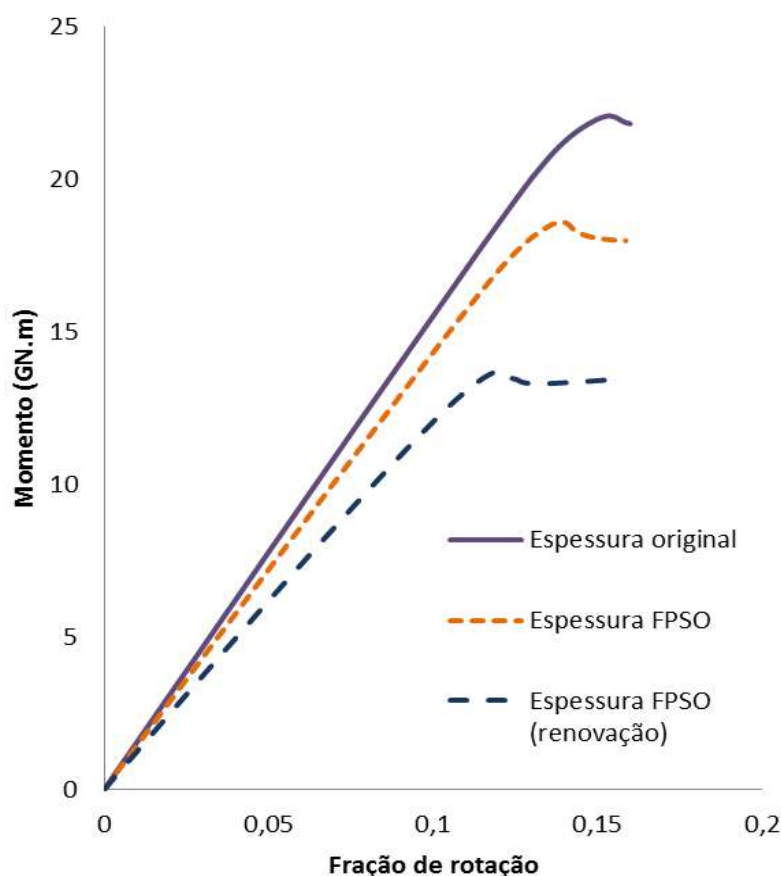


Figura 7.31: Resultados de resistência última longitudinal do navio para a condição de carregamento de tosamento

Tabela 7.9: Perdas de resistência

Espessura	Resistência (GN.m)	Perda de resistência
Navio (original)	22,05	--
FPSO (ABS)	18,59	16%
FPSO (corrosão)	13,67	38%

As equações de cálculo de momento mostradas na seção 7.1.4 são utilizadas para comparar com os resultados de resistência última obtidos para cada um dos casos. Para o navio em tosamento foi obtido o valor de 14,7 GN.m, que mostra a grande reserva

estrutural do navio. Deve ser notado que mesmo com a conversão do navio em plataforma e consequente redução de espessuras de placas, a capacidade de carga do FPSO ainda é superior a carga mínima de regra de navio. Apenas o modelo do FPSO, com a espessura mínima de corrosão, não suportaria o momento de regra.

A Figura 7.32 mostra a curva de momento vertical por fração de rotação para as condições de tosamento e alquebramento. Este resultado considera o navio com suas espessuras originais. Observa-se um comportamento similar para a resistência última longitudinal em ambos os casos, inclusive em relação ao momento crítico. Este resultado difere do resultado encontrado para navio estudado na seção anterior que apresentava resistência maior na região do fundo (condição de alquebramento). No primeiro navio petroleiro, a diferença encontrada se deve à maior robustez do chapeamento e dos reforços do fundo e à existência do teto do fundo duplo, e neste caso, o navio é formado por um casco simples com espessura das placas do fundo com espessura 1 mm inferior que as placas do convés. As Figuras 7.33 e 7.34 mostram os modos de colapso do navio.

Para sequência de falha dos elementos estruturais do convés e do fundo, em ambos os casos de carregamento, foi observado um comportamento similar ao resultado obtido para a condição de alquebramento o navio petroleiro estudado anteriormente, com falha das placas seguida pela falha dos reforços.

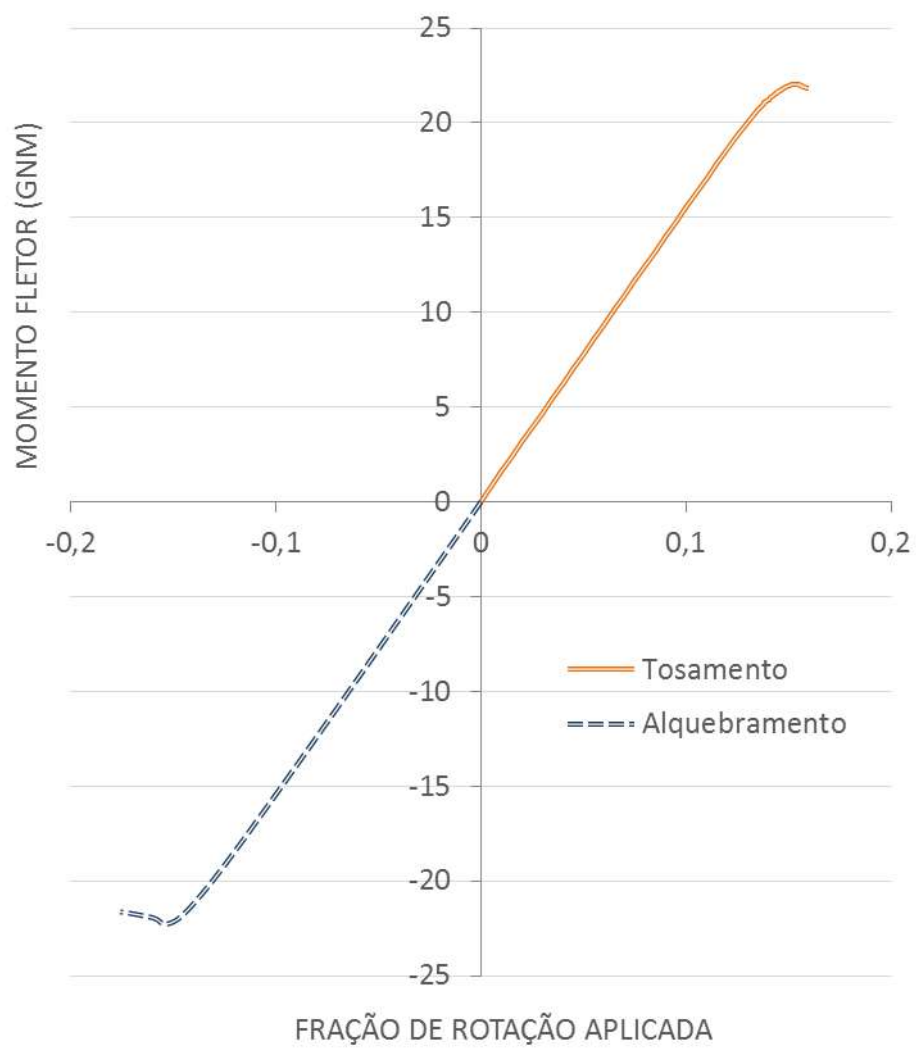


Figura 7.32: Curva de momento por fração de rotação aplicada para as condições de tosamento e alquebramento

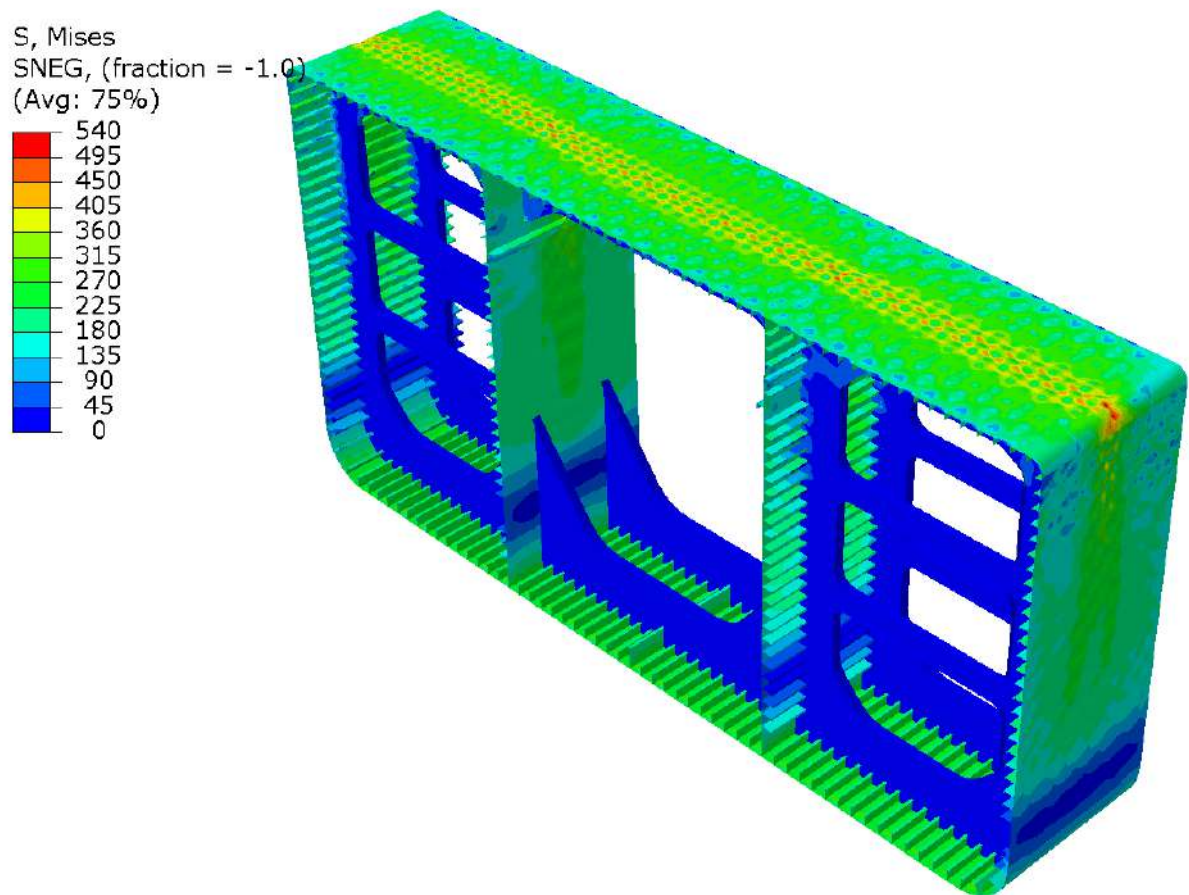


Figura 7.33: Colapso do navio na condição de tosamento

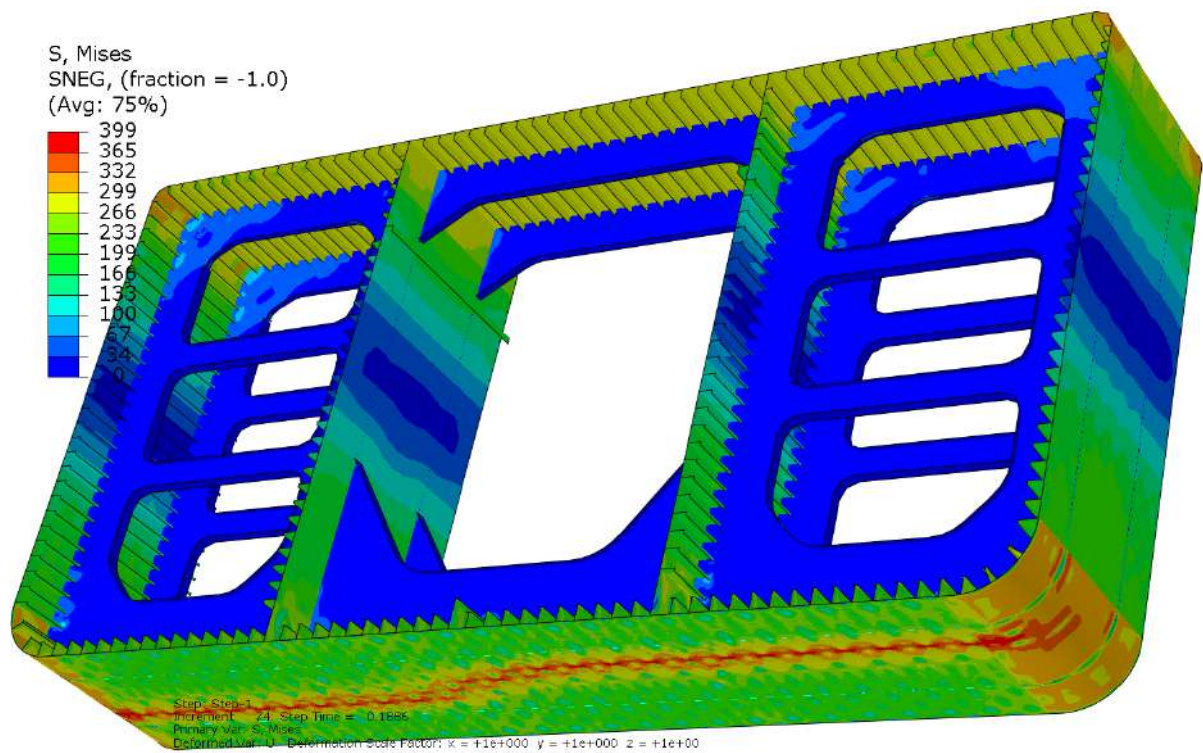


Figura 7.34: Colapso do navio na condição de alquebramento

7.2.2.1 Análises adicionais

Para aumentar o entendimento em relação as análises de resistência última de navios, foram desenvolvidos alguns estudos adicionais utilizando-se do modelo do navio com as espessuras de FPSO.

7.2.2.2 Influência das imperfeições geométricas

A primeira análise adicional tem o objetivo de verificar a influência das imperfeições geométricas na resistência longitudinal última do navio. As referências citadas na tese mostraram diferenças insignificativas das imperfeições geométricas nos resultados de resistência última longitudinal do navio. Para o modelo desenvolvido foram realizadas simulações nas condições de aquebramento e tosamento considerando as placas do convés e do fundo perfeitas (sem imperfeições geométricas). Os resultados obtidos apresentaram um pequeno acréscimo de 3% na resistência última para ambos os casos analisados.

7.2.2.3 Influência da extensão longitudinal do modelo

Outra simulação adicional foi realizada com o objetivo de verificar a influência da extensão longitudinal do modelo na resistência última longitudinal de navios. Foi desenvolvido um modelo com o comprimento longitudinal de 5 espaçamentos entre cavernas. A falha em aquebramento do modelo de cinco espaçamentos pode ser observada na Figura 7.35. O resultado obtido apresentou valores de resistência última similares ao modelo com 2 espaçamentos, com uma diferença de apenas 1,02% para o carregamento último.

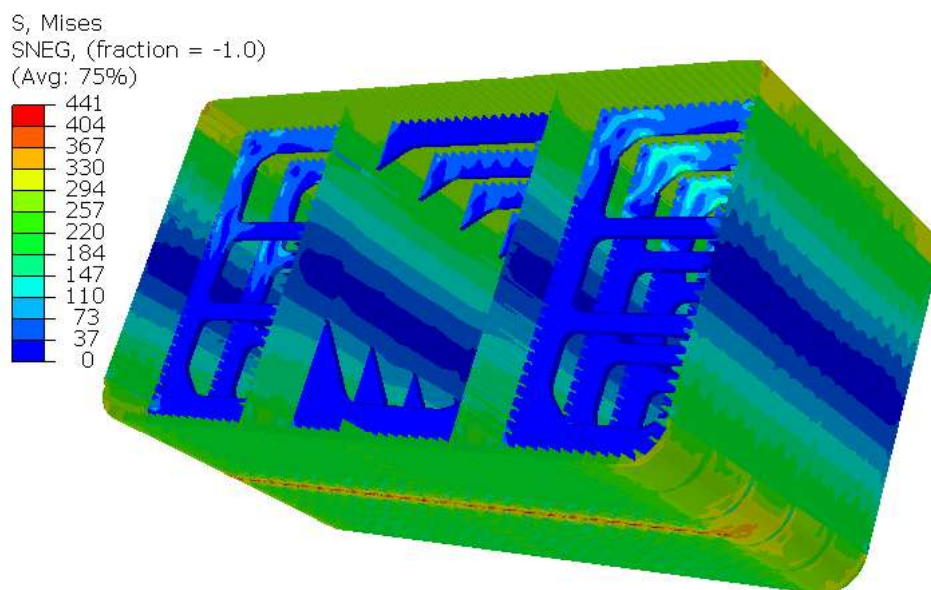


Figura 7.35: Colapso do modelo com 5 espaçamentos entre cavernas

7.2.2.4 Influência das condições de contorno

Adicionalmente, foram realizadas simulações para comparar a influência das condições de contorno na análise de resistência última do navio. Na seção 7.1.1 foram realizadas comparações adicionais com duas condições de contorno que mostraram pouca influência no resultado. Aqui, outras condições foram comparadas. A Tabela 7.10 detalha as diferentes condições de contorno. A análise foi realizada com a condição de carregamento de tosamento e os resultados de resistência última em função da fração de rotação podem ser verificados na Figura 7.36. Os resultados mostram que as condições de contorno simuladas apresentaram pouca influência na resposta de resistência última do navio. As condições de contorno adotadas por Tekgoz e outros [126] e Pollalis e Samuelides [88] geram uma curva coincidente com a curva gerada com as condições de contorno adotadas nesta tese. Nas condições de contorno adotadas em Trovado [129] observa-se uma redução de 3,4% para o valor de pico da resistência última longitudinal do navio. A condição de contorno chamada de restrita está incoerente pois não permite deslocamentos na direção longitudinal do navio e mesmo assim gerou resultados com uma diferença relativamente pequena, com um aumento de apenas 13% para a carga última.

Tabela 7.10: Condições de contorno analisadas

Condições	Pontos de referência	x	y	z	θ_x	θ_y	θ_z
Contorno tese	Ponto 1	Livre	Livre	Livre	Livre	My	Livre
	Ponto 2	0	0	0	0	0	0
Contorno Restrito	Ponto 1	0	0	Livre	0	My	0
	Ponto 2	0	0	0	0	0	0
Contorno Trovado [129]	Ponto 1	Livre	0	0	0	My	0
	Ponto 2	0	0	0	0	0	0
Contorno Tekgoz e outros [126]	Ponto 1	Livre	0	0	0	My	Livre
	Ponto 2	0	0	0	0	My	Livre
Contorno Pollalis e Samuelides [88]	Ponto 1	Livre	0	0	0	My	0
	Ponto 2	0	0	0	0	My	0

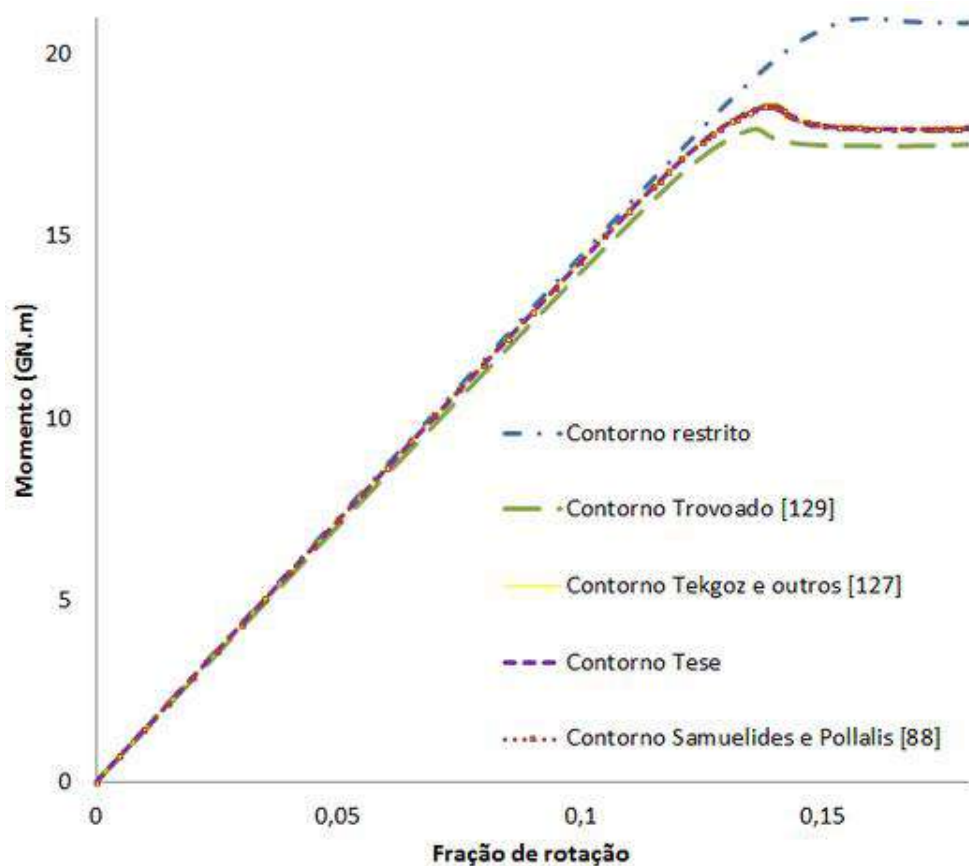


Figura 7.36: Comparação de resultado de momento vertical em tosamento para diferentes condições de contorno

7.3 – Resistência última longitudinal de navios com danos de colisão

No capítulo 2 e nas primeiras seções deste capítulo foram referenciados publicações e estudos de avaliação numérica por elementos finitos da resistência última longitudinal de navios, mas poucos trabalhos trataram do problema considerando danos estruturais e consequente redução de resistência. A maior parte das publicações envolvendo colisões e encalhes tiveram como foco o dano local e a dissipação de energia, não avaliando a resistência residual do navio. Nesta seção, foram realizadas análises da resistência última longitudinal de navios com danos. Os danos são idealizados, ou seja, não foram realizadas simulações dinâmicas para a obtenção do dano de colisão. Os danos são representados pela remoção de elementos estruturais do casco do navio.

Existe uma grande dificuldade de se definir a correta extensão do dano. Consequentemente, é importante estudar a influência de diferentes cenários de dano na resistência última longitudinal de navios. A simulação dinâmica da colisão é uma análise de difícil convergência e demanda grande esforço computacional, dessa forma, optou-se por idealizar os danos para obter as primeiras respostas em relação aos parâmetros de influência na perda de resistência do navio. As primeiras definições de dano foram baseadas na IACS H-CSR [16]. As extensões para o acidente de encalhe e de colisão são definidas nas Tabelas 7.11 e 7.12 e ilustradas, respectivamente, nas Figuras 7.37 e 7.38.

Tabela 7.11: Extensão do dano para o caso de colisão no costado [16]

Penetração do dano	Arranjo do costado	
	Costado simples	Costado duplo
Altura, h	0.75 D	0.6 D
Profundidade, d	B/16	B/16

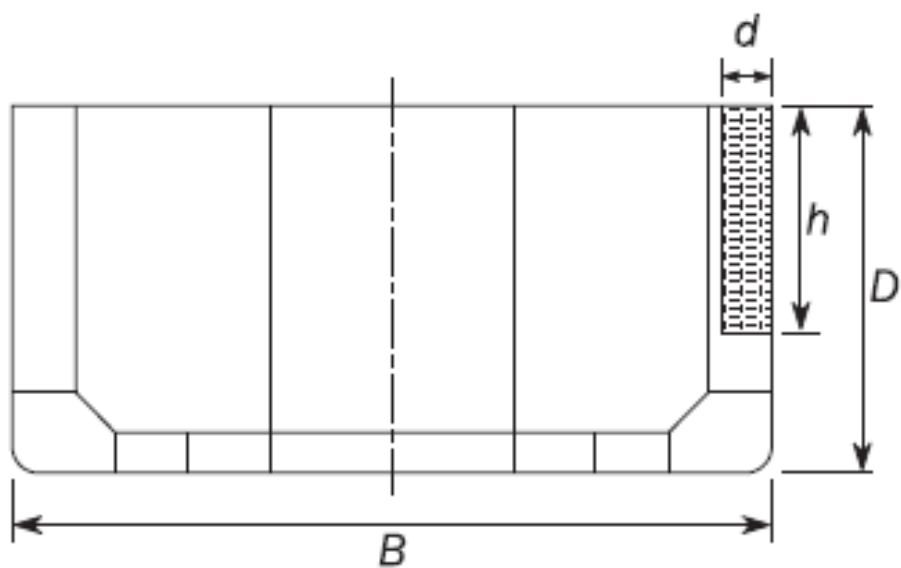


Figura 7.37: Extensão do dano por colisão no costado

Tabela 7.12: Extensão do dano para o caso de colisão no fundo [16]

Penetração do dano	Navio	
	Graneleiro	Tanque
Altura, h	$B/20.2$	$B/15.2$
Largura, B	$0.6B$	$0.6B$

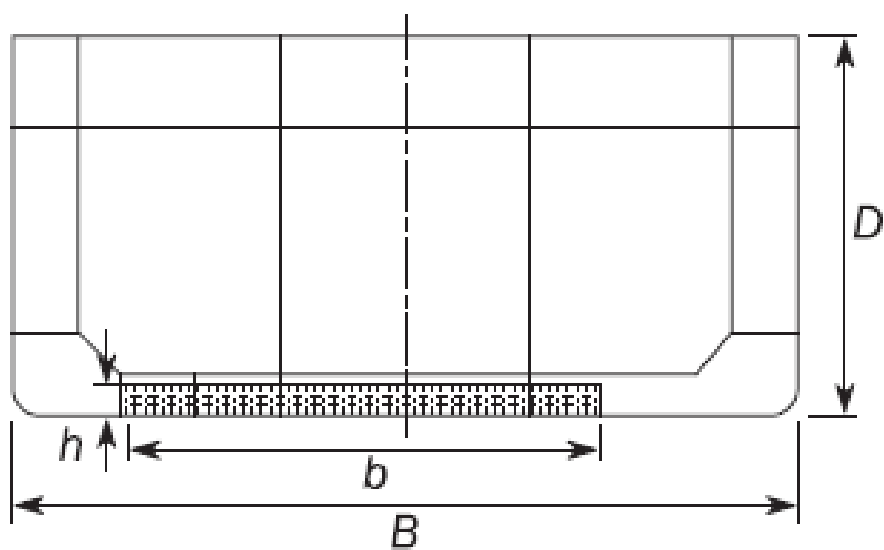


Figura 7.38: Extensão do dano por colisão no fundo

Para o estudo e avaliação da resistência longitudinal residual do navio com dano foi utilizado o modelo do navio petroleiro do tipo Suezmax analisado na seção 7.2.1. Dessa forma, foram mantidas as mesmas considerações de refinamento de malha, imperfeições de fabricação, condições de contorno e carregamento utilizadas na análise de resistência última do navio intacto. Seguindo as recomendações da IACS, ambos os danos apresentam grandes extensões, com 3 metros de profundidade e 13,9 metros de altura para a colisão no costado e 28,8 metros de largura e 3,16 metros de altura para o dano de encalhe. Deve ser mencionado que o dano no fundo comprometeu o teto do fundo duplo no caso analisado. Comparando os danos indicados pela IACS, observa-se que o dano de encalhe é mais severo que o dano de colisão em termos de resistência última longitudinal do navio.

Quando o dano está localizado no costado se aplica um carregamento de tosamento no navio e para o dano localizado no fundo se aplica o carregamento de alquebramento. As Figuras 7.39 e 7.40 mostram, respectivamente, o colapso estrutural do navio com o dano de colisão de costado e de encalhe. Observa-se no modelo a grande extensão do dano para os dois casos analisados. As Figuras 7.41 e 7.42 mostram as curvas de momento por fração de rotação aplicada ao navio. Os resultados mostram significativa redução da resistência última do navio, de 20,8% para a colisão no costado e 40,3% para a colisão no fundo. Pela regra, o navio deve ter reserva de resistência estrutural para resistir aos danos, não caracterizando um colapso progressivo e em condições de suportar os carregamentos atuantes até se dirigir à um estaleiro para efetuar os reparos necessários.

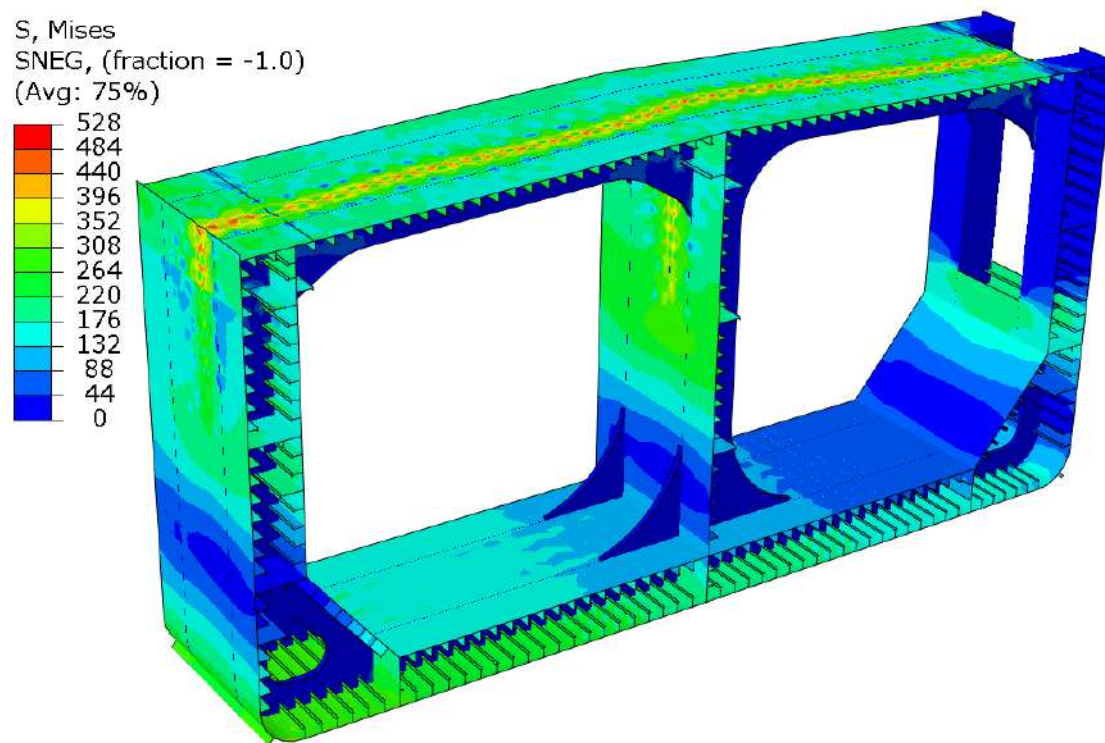


Figura 7.39: Colapso do navio com o dano de colisão no costado - Tosamento

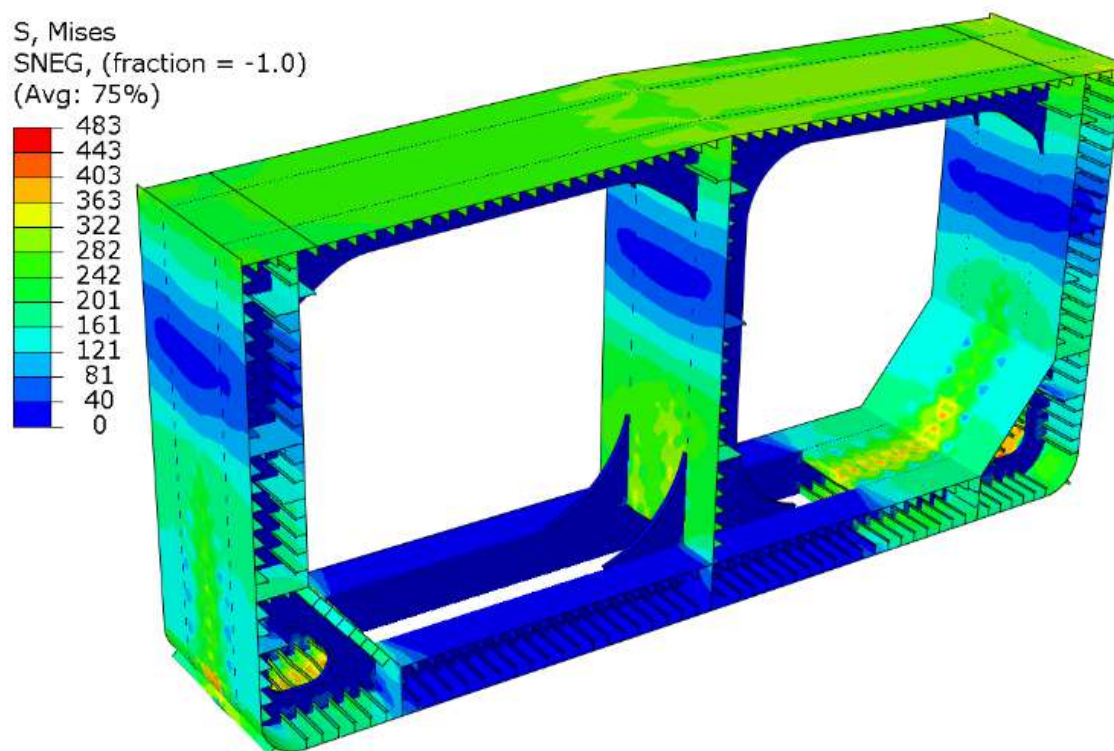


Figura 7.40: Colapso do navio com o dano de colisão no fundo - Alquebramento

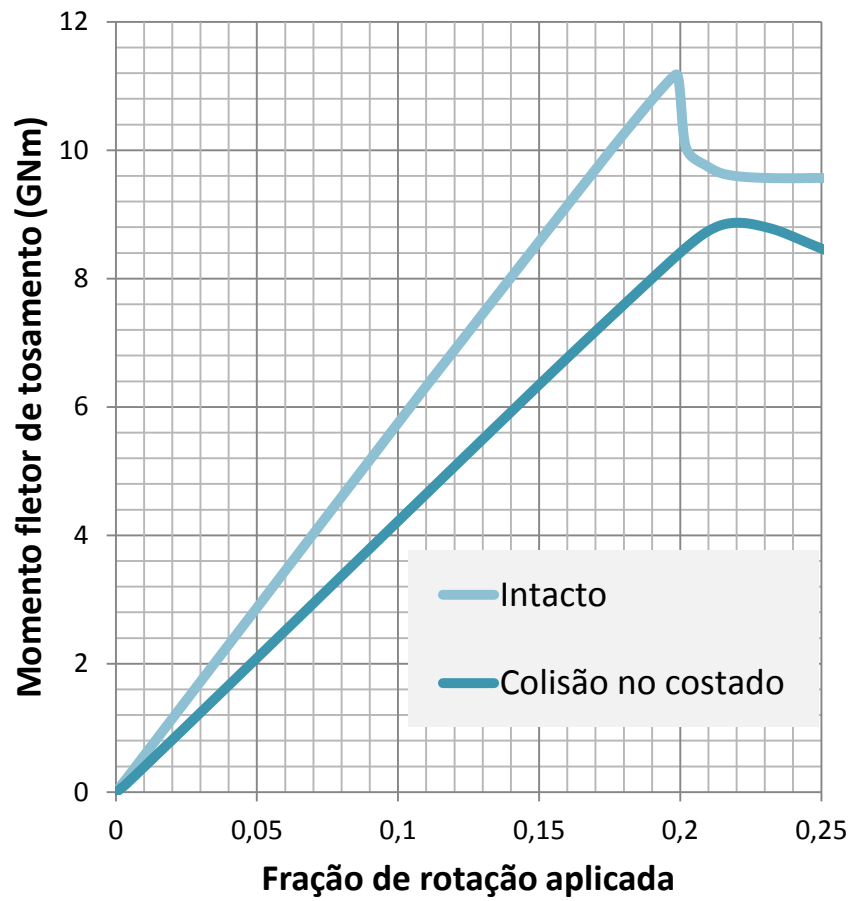


Figura 7.41: Resistência última do navio intacto e com dano de colisão no costado - Tosamento

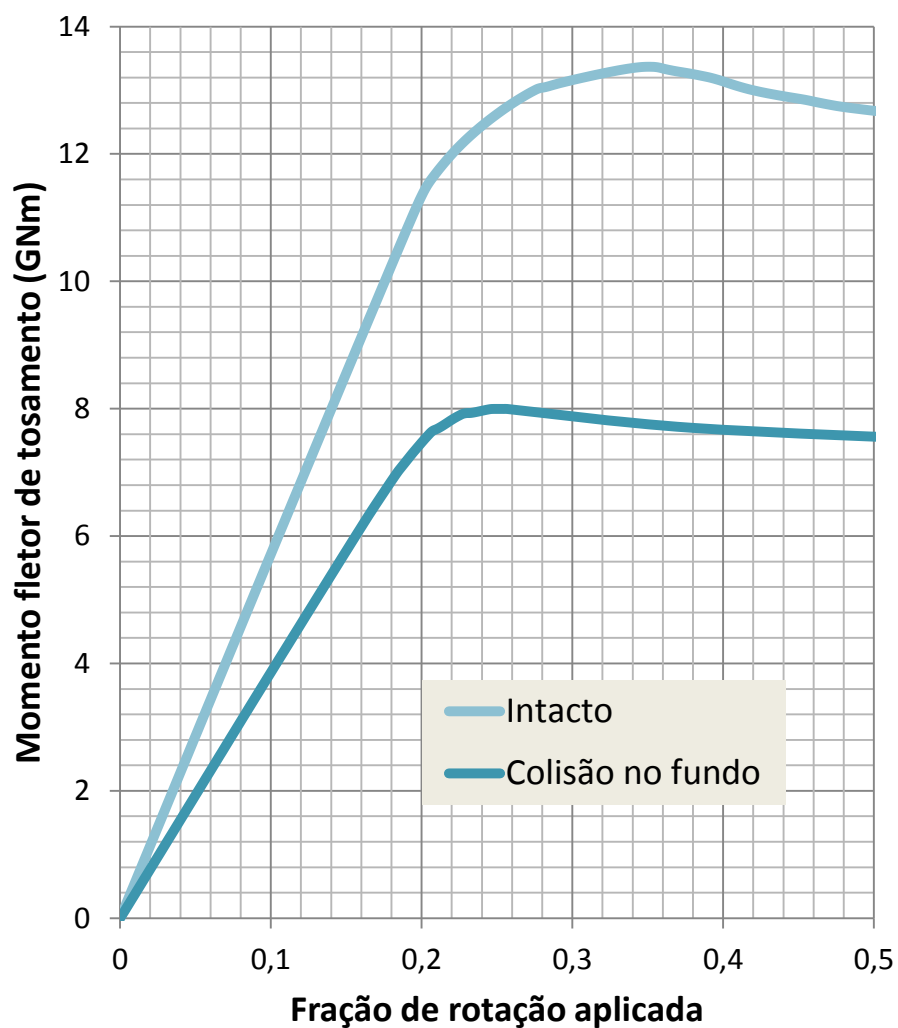


Figura 7.42: Resistência última do navio intacto e com dano de colisão no fundo – Alquebramento

Na grande perda de resistência observada nas análises, não foi considerada a entrada de água na embarcação, o que poderia amplificar o problema em um acidente real. A ABS [131] apresentou uma equação para avaliação do momento mínimo que o navio deve resistir para o caso de um navio em condição de avaria devido a colisão ou encalhe. A equação 7.2 recebe dois coeficientes para corrigir o momento máximo. A Tabela 7.13 mostra os valores de coeficientes adotados pela ABS em cada caso de esforço e acidente de colisão ou encalhe.

$$M_{ti} = K_{us}M_s + K_{uw}M_w \text{ (kN.m)} \quad (7.7)$$

Tabela 7.13: Coeficientes de correção da equação de momento mínimo

Condição		Encalhe	Colisão
Alquebramento	Kus	1.1	1.0
	Kuw	0.5	0.7
Tosamento	Kus	0.9	1.0
	Kuw	0.5	0.7

A equação 7.7 fornece o momento máximo admissível de 8 GNm para o acidente de colisão na condição tosamento e de 7,6 GNm para o acidente de encalhe na condição de alquebramento. Os resultados numéricos apresentados nas Figuras 7.41 e 7.42 mostraram que a resistência residual do navio suporta o momento de regra para ambos os casos. Lembrando que o navio foi modelado com as espessuras mínimas de corrosão, este resultado indica a grande reserva estrutural do navio.

Para aumentar o entendimento sobre a redução da resistência última longitudinal de navios com danos foi realizado um estudo paramétrico para se avaliar a influência da extensão e da localização de danos na resistência última do navio petroleiro. Nas Tabelas 7.14 e 7.15, as características de cinco danos são descritas.

Tabela 7.14: Posições e dimensões do dano no convés e no fundo

Dano	Posição	Largura, b (mm)	Altura, h (mm)	Redução de resistência
1	Fundo	2250	0	1.5%
2	Fundo	6850	1700	4.5%
3	Convés	850	0	3.6%
4	Convés	3400	850	8.9%

Tabela 7.15: Posições e dimensões do dano no costado

Dano	Posição	Altura, h (mm)	Profundidade (mm)	Redução de resistência
5	Costado	5100	1700	8.0%

Os resultados deste estudo paramétrico para um navio petroleiro de casco duplo mostram que danos localizados no convés do navio causam maiores perdas de resistência última do que os casos com danos localizados no fundo que não danificaram o teto do duplo fundo. Essa constatação pode ser observada com os resultados dos danos 1 e 3. Estes danos causam uma redução de resistência ao navio de 1.5% e 3.6% respectivamente. O dano 1 atinge uma área aproximadamente três vezes maior que a área atingida pelo dano 3 e mesmo assim causa menor redução na resistência última do navio. O dano 2 apresenta a maior área danificada, no entanto gera uma perda de resistência de apenas 4.5%. O dano 5, localizado no convés e com aproximadamente metade da extensão do dano 2, se configura no pior caso de dano, com uma perda de resistência de 8.9%. Os danos localizados no costado demonstraram efeitos relevantes para a resistência última do navio quando localizados perto do convés. Nas Figuras 7.43 a 7.46 são mostrados os modos de colapsos do navio para a sua condição inicial com os respectivos danos, 1, 2, 3 e 5.

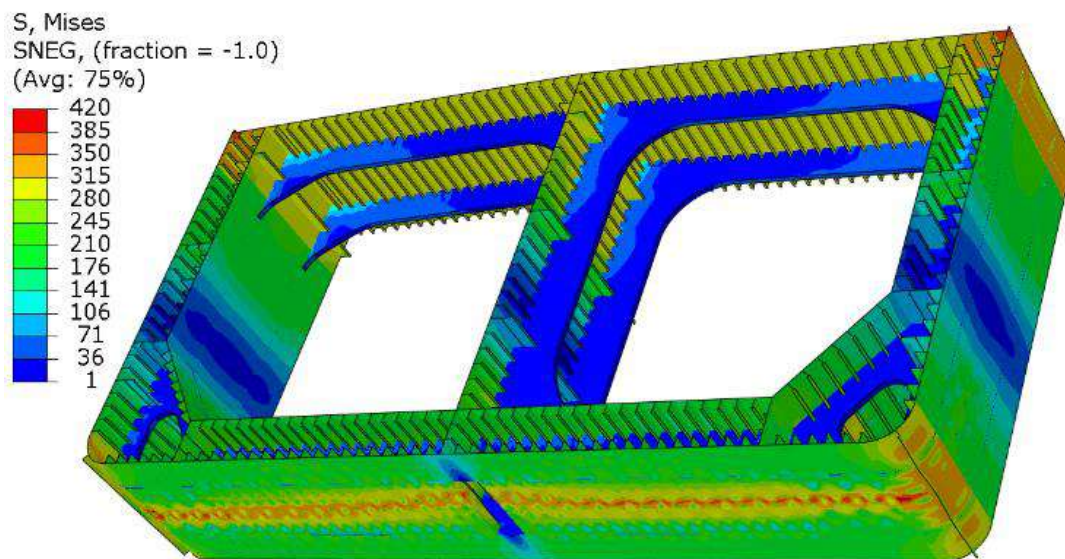


Figura 7.43: Falha do navio com o dano 1 - Alquebramento

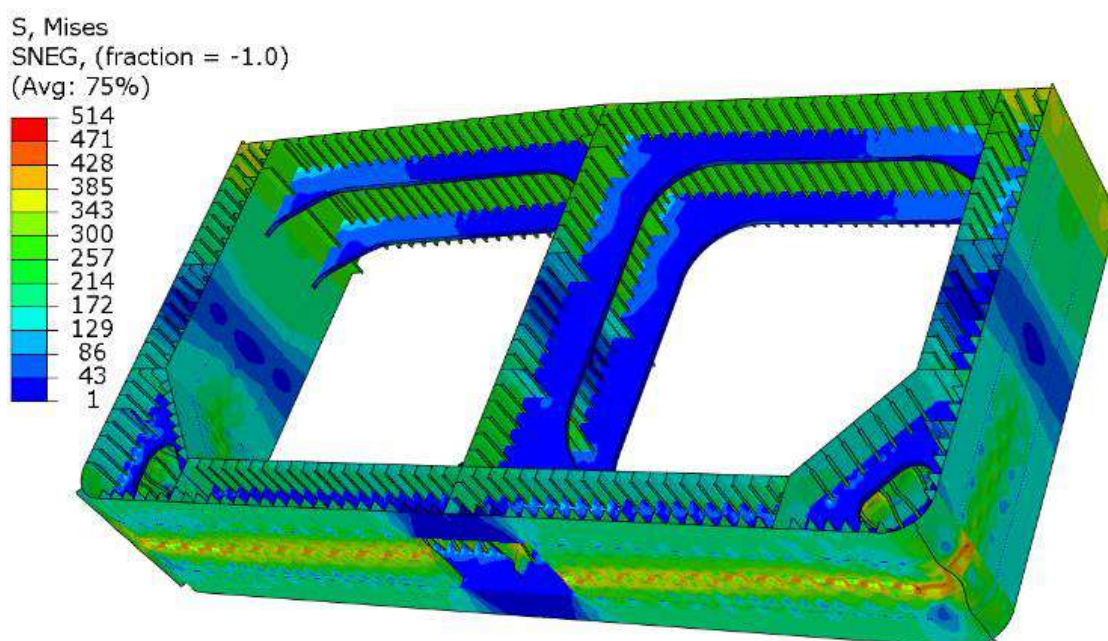


Figura 7.44: Falha do navio com o dano 2 – Alquebramento

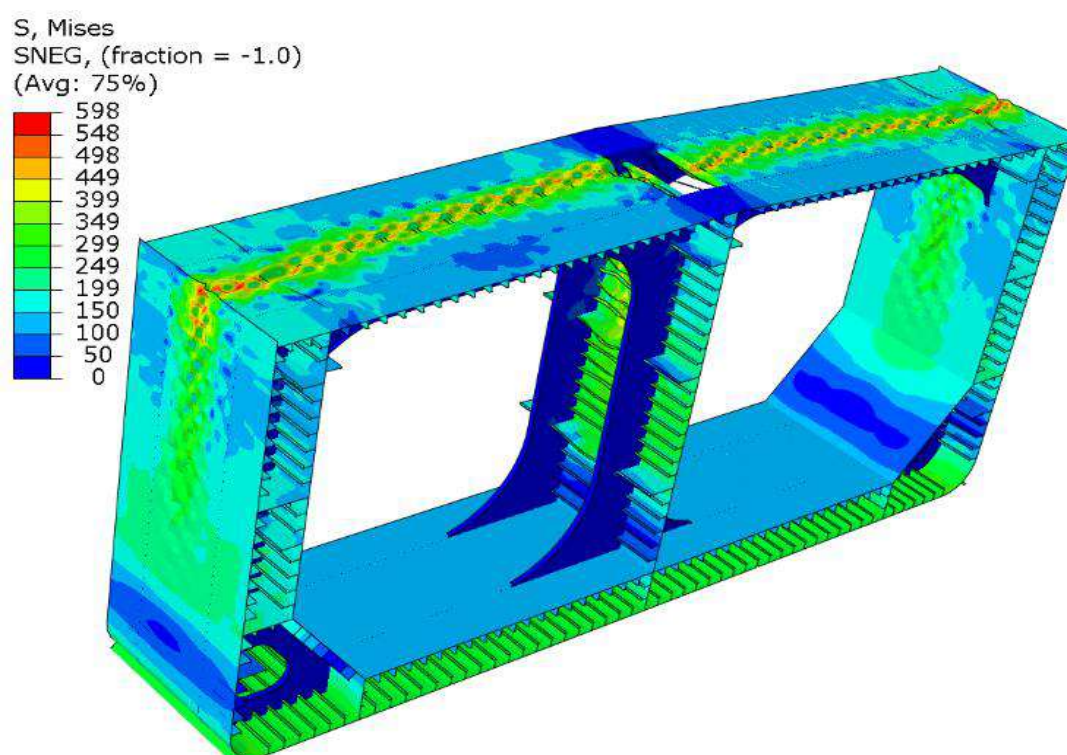


Figura 7.45: Falha do navio com o dano 3 - Tosamento

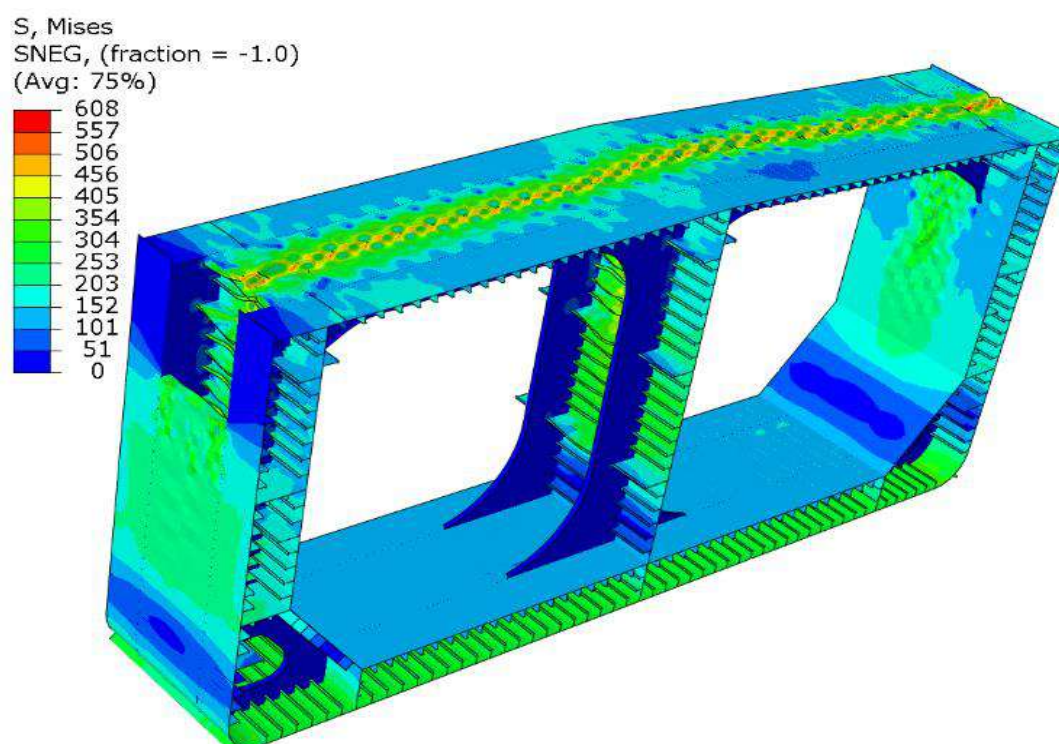


Figura 7.46: Falha do navio com o dano 5 – Tosamento

7.3.1 Sequência de falha do navio com danos

Na seção 7.2.1.1, a sequência de falha do navio intacto foi analisada. Os resultados mostraram que para a condição de tosamento a falha se inicia na região central do convés do navio. Também foi observado que a falha de todos elementos estruturais do convés ocorreu com um pequeno acréscimo de carga. A sequência de falha analisada considera o navio com o dano de colisão no costado definido pela IACS. Os resultados da análise mostraram que o dano modifica totalmente a sequência de falha do navio. A Figura 7.47 mostra alguns elementos selecionados para a avaliação da sequência de falha. A Tabela 7.16 mostra os resultados obtidos na simulação. Na sequência de falha do navio intacto, a primeira falha havia sido observada na antepara central, porém, agora ocorre na primeira placa adjacente ao dano. Em seguida, o primeiro reforço próximo ao dano e nas placas e reforços subsequentes em direção a linha de centro do navio. Devido a falha prematura dos elementos estruturais adjacentes ao dano, observa-se que acréscimo de carga é maior para a falha de todos os elementos estruturais. Os resultados levam a conclusão os danos podem modificar consideravelmente a sequência de falha quando comparado com a sequência de falha do navio intacto.

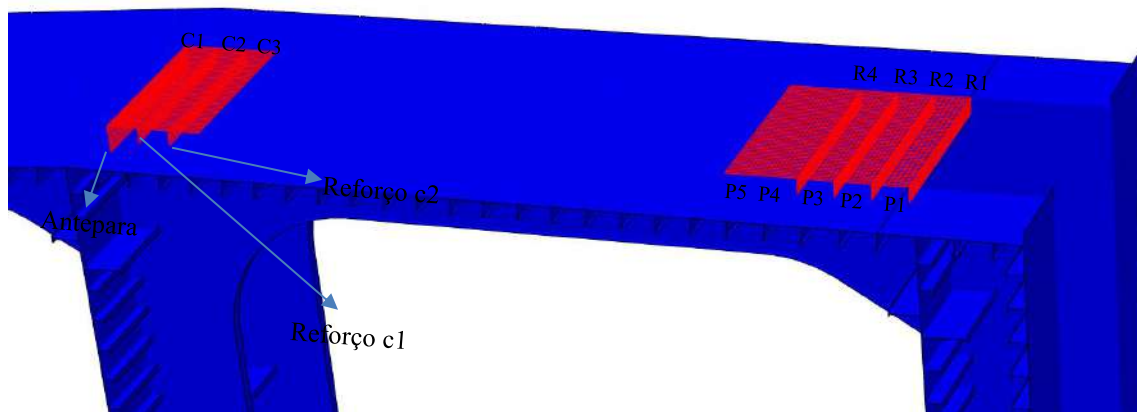


Figura 7.47: Elementos selecionados para a análise de sequência de falha

Tabela 7.16: Sequência de falha dos elementos estruturais do convés do navio

Elemento Estrutural	Fração de carregamento
Placa 1	0,153
Reforço 1	0,168
Placa 2	0,183
Placa 3	0,193
Placa 4	0,203
Reforço 2	0,203
Reforço 3	0,203
Placa 5	0,208
Antepara	0,220
Placa c3	0,223
Placa c2	0,225
Placa c1	0,227
Reforço c2	0,227
Reforço c1	0,229

Capítulo 8

Resistência residual de FPSOs após colisões de grande energia

No terceiro capítulo da tese foi realizado uma revisão dos acidentes de colisões entre embarcações e plataformas nos setores norueguês e inglês do Mar do Norte. Alguns graves acidentes citados mostraram a relevância deste assunto. As frequências de colisões nestas regiões são significativas e no setor norueguês ocorreram nos últimos anos acidentes com grandes energias de impacto, que poderiam ter causado consequências catastróficas. Na costa brasileira, não houve a ocorrência de acidentes severos de colisão em um período recente, mas os exemplos levantados no final dos anos da década de 1990 e início dos anos 2000 mostraram que o problema também pode ocorrer na costa brasileira. Dois cenários de colisão de grande energia em FPSOs foram definidos para serem avaliados neste capítulo. O primeiro mostra o potencial catastrófico de um cenário recente e pouco estudado de operação de uma plataforma de manutenção e segurança conectada à uma plataforma de produção e o segundo simula a colisão de uma embarcação de apoio em alta velocidade no costado de um FPSO. Adicionalmente, foram comparados os resultados de resistência residual de navios que utilizam modelos de simulação da colisão e de modelos idealizados. Essa metodologia visa fornecer maior rapidez de resposta em eventuais acidentes de plataforma offshore.

8.1 – Premissas para as análises estruturais envolvendo colisões em plataformas

Colisões de embarcações são caracterizadas pela energia cinética no momento do acidente. A energia está relacionada à massa da embarcação, incluindo a massa adicional hidrodinâmica e a velocidade no momento do impacto. Durante a colisão, a energia cinética se transforma em outras energias. Pequena parte da energia se transforma em calor devido ao contato entre as estruturas e outra parte, pode ser radiada pelas ondas do casco. A equação clássica de cálculo de energia cinética pode ser utilizada para a obtenção da energia de colisão.

$$E_c = \frac{(M + m)v^2}{2} \quad (8.1)$$

Onde,

E_c é a energia cinética da embarcação

M é o deslocamento da embarcação

m é a massa adicional da embarcação

v é a velocidade da embarcação no momento da colisão

Na colisão frontal ou lateral sem inclinação, ou seja, quando a linha entre o centro de gravidade da embarcação e o ponto de colisão está na mesma direção do movimento da embarcação [132], maior parte da energia se transforma em deformações plásticas e elásticas das duas estruturas envolvidas no acidente. Este cenário pode ser exemplificado com uma embarcação passante que navega na direção de uma plataforma até a colisão.

Mas, em grande parte dos acidentes, uma parcela significativa da energia não se transforma em deformações das estruturas. Parte considerável da energia pode permanecer na forma de energia cinética, com as rotações do casco da embarcação que colide uma plataforma, ou movimentos da própria plataforma.

Furnes e Amdhal [132] afirmaram que parte da energia é dissipada com rotações da embarcação após a colisão inicial. Eles propuseram a equação 8.2 para definir as energias envolvidas no processo de colisão de uma embarcação.

$$E_c = E_e + E_p + E_d + E_r \quad (8.2)$$

Onde,

E_c é a energia cinética da embarcação

E_e é a energia absorvida pela embarcação

E_p é a energia absorvida pela plataforma

E_d é a energia absorvida por defensas

E_r é a energia rotacional da embarcação durante a colisão

Em Wang e outros [133], uma equação define a energia a ser absorvida por defensas de plataformas (8.3). A equação considera a perda de energia devido a rotação da embarcação.

$$E = (0,5.m.V^2)C_e.Ch.C_s \quad (8.3)$$

Onde,

m é o deslocamento da embarcação de apoio

V é a velocidade relativa

C_e é o coeficiente de excentricidade que considera a rotação da embarcação

Ch é a massa adicional hidrodinâmica

C_s é o coeficiente de rigidez que considera a relação entre rijezas da embarcação e da defesa

Em Wang e outros [134], a equação 8.4 foi utilizada para o cálculo do coeficiente de excentricidade. A Figura 8.1 auxilia o entendimento dos parâmetros da equação 8.4 em um contato de uma embarcação de apoio no costado de um FPSO.

$$C_e = (k^2 + r^2 \cos(\alpha)^2) / (k^2 + r^2)$$

Onde,

k é o raio de giração da embarcação

r é a distância entre o ponto de contato e o centro de gravidade da embarcação

α é o ângulo entre r e o vetor de velocidade da embarcação

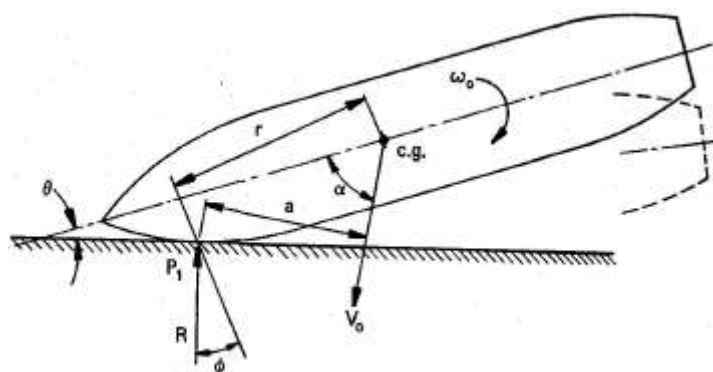


Figura 8.1: Contato de uma embarcação de apoio no costado de FPSO

Wang e Pedersen [135] mostraram um exemplo com os resultados de uma análise dinâmica de colisão de um corpo rígido. Neste exemplo, uma embarcação deriva com a velocidade de 2 m/s na direção normal à superfície de contato de uma perna de uma plataforma auto elevatória. Os resultados deste exemplo são mostrados na Figura 8.2. A razão de energia é definida pela razão entre a energia de deformação pela energia cinética da embarcação de apoio antes da colisão. Observa-se uma redução de transformação da energia de impacto em deformação quando a colisão se distancia da meia nau da embarcação (centro de massa da embarcação). A máxima propagação cai para valores bastante reduzidos para os pontos de colisão próximos à proa ou à popa da embarcação.

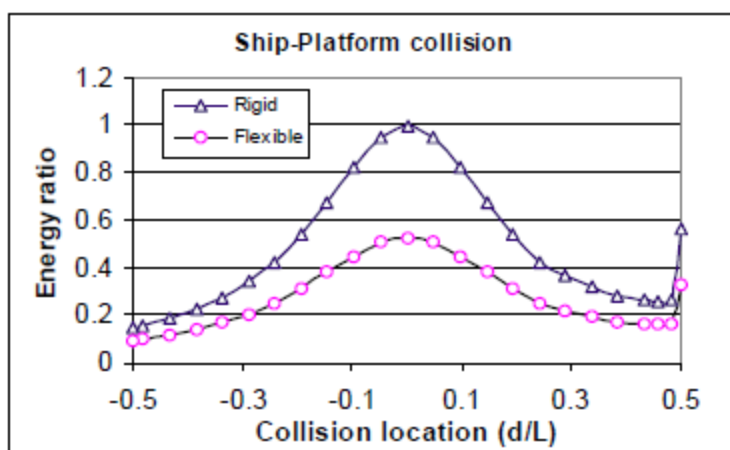


Figura 8.2: Colisão de embarcação de apoio em plataforma [83]

A Figura 8.2 também mostra uma grande diferença na razão de energia quando se considera a plataforma rígida ou flexível. Observa-se uma redução de 50% no caso da colisão central. Este exemplo mostra a importância da consideração dos movimentos e das rijezas das estruturas envolvidas na colisão.

A consideração da rigidez da embarcação está relacionada à metodologia de análise considerada na simulação. A Norsok N-004 [136] mostra que a avaliação estrutural pode considerar três metodologias de projeto. A Figura 8.3 ilustra as diferenças e na sequência são colocadas as definições de cada metodologia.

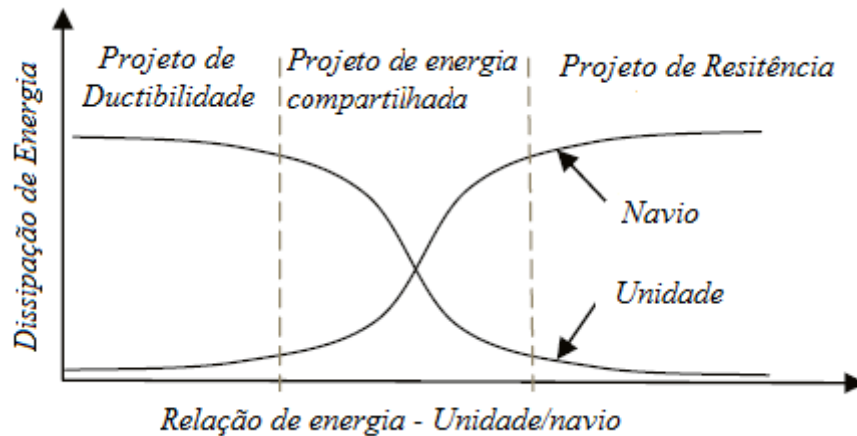


Figura 8.3: Metodologias de consideração de energias para a análise estrutural de colisões

- Projeto de Resistência: A plataforma deve ser resistente o suficiente para suportar a força de colisão com mínima deformação, de forma que o navio sofra toda deformação e dissipe a maior parte da energia. Neste caso, a plataforma é modelada com elementos rígidos.
- Projeto de Ductilidade: Implica em que a plataforma sofra grandes deformações plásticas e dissipe a maior parte da energia de colisão. Neste caso, a embarcação que colide é modelada com elementos rígidos.
- O Projeto de Energia Compartilhada: Implica em que ambas as estruturas envolvidas na colisão contribuam significativamente para a dissipação da energia. Assim, todos envolvidos sofrem deformações elásticas e plásticas.

O projeto de ductilidade gera resultados conservadores. Muitos trabalhos na indústria offshore têm adotado de maneira conservadora a metodologia de projeto de ductilidade. Neste trabalho, em alguns estudos se compara os resultados de um projeto de ductilidade com o de energia compartilhada.

8.1.1 Recomendações de Sociedades Classificadoras

As normas mais usadas sob o ponto de vista de um projeto para colisões em plataformas, apontam que a estrutura deve ser projetada para resistir um evento de colisão com uma frequência anual maior que 10^{-4} . Considerando esta frequência, uma análise de risco poderia gerar um conjunto de possíveis cenários de acidentes associados às probabilidades de ocorrência para que seja estabelecido um critério de projeto.

Baseando-se em um banco de dados de acidentes ocorridos no passado, os cenários e as frequências de ocorrência poderiam ser determinados. Com a falta de dados estatísticos ou de um histórico de ocorrência de acidentes para a definição do cenário de projeto, devem ser consideradas as energias mínimas preconizadas pelas sociedades classificadoras. Por muitos anos tem sido considerado um evento mínimo de colisão de uma embarcação de apoio com uma energia cinética de 14 MJ para a colisão lateral e 11 MJ para a colisão de proa e popa, correspondendo a uma embarcação de apoio de 5000 toneladas de deslocamento e uma velocidade de impacto de 2 m/s. A diferença entre as energias está relacionada à massa adicional, que assume o valor de 40% da massa da embarcação para colisão lateral e 10% para colisão de proa e popa.

Após o acidente, a plataforma pode apresentar danos significativos, que não levem a estrutura ao colapso progressivo. Adicionalmente, os padrões internacionais mencionam que regiões com embarcações de apoio de maior porte devem considerá-las para a definição da energia de colisão.

A DNVGL-OS-A101 [137] e a Norsok N-003 [138] são exemplos de normas que adotam estas características de massa, velocidade e massa adicional, para o cálculo da energia mínima a ser considerada para o projeto estrutural de plataformas. Pedersen e Wang [83] compararam os critérios existentes nos códigos de projeto offshore. Em seis códigos comparados, cinco adotavam a energia mínima citada e apenas a API [139] adotava um evento de colisão com uma energia muito inferior.

A API [139] considera uma embarcação de apoio de 1000 toneladas de deslocamento e uma velocidade de colisão de 0,5 m/s. Com as massas adicionais de 10% na colisão frontal e 40% na colisão lateral, se obtém uma energia de colisão de 137,5 KJ e 175 KJ, respectivamente. Na norma, é mencionado que a embarcação assumida representa as embarcações de apoio que operam no Golfo do México. Quando comparada

com outras normas observa-se grande diferença de energia. Entretanto, a norma recomenda a consideração de embarcações de maior porte, caso operem com as unidades. Adicionalmente, as plataformas devem suportar as condições ambientais com o período de retorno de um ano após a colisão.

As considerações de energia da DNV e da Norsok são as mesmas há 30 anos. Estas normas foram desenvolvidas com base nos cenários de colisões do Mar do Norte. Sabe-se que as condições de mar são mais severas nesta região quando comparado com outras regiões produtoras de petróleo, como a costa brasileira. Este fato gera críticas do autor que defende a atualização das regras e recomendações considerando as diferenças entre cada região produtora de petróleo.

Outro problema em relação a falta de revisões das normas pode ser observado com a evolução do porte e das características das embarcações de apoio. Ocorreu um nítido aumento de porte das embarcações que prestam serviços às plataformas oceânicas. Em 1980, Furnes e Amdhal [132] concluíram que o tamanho das embarcações deve ser determinado baseando-se com porte das embarcações que operam na área em análise. Na época, os autores citaram uma embarcação de apoio de 2500 toneladas de deslocamento e uma velocidade de impacto de 0,5 m/s em operação e de 1,5 a 2,0 m/s em casos de acidente.

Atualmente, encontramos embarcações de apoio com mais de 10000 toneladas de deslocamento operando com as plataformas ao redor do mundo. Entretanto, as normas continuam com o requisito de energia que considera uma embarcação de 5000 toneladas. Se uma plataforma foi projetada para suportar uma colisão de uma embarcação de 5000 toneladas de deslocamento, só deveria ser permitindo operações com embarcações com este porte. Infelizmente, estas restrições não são respeitadas e assim, aumentam as chances de ocorrência de graves acidentes. As plataformas recebem operações de embarcações com deslocamentos cada vez maiores e com novas formas de proa bulbosa, que, notadamente, requerem avaliações e estudos adicionais.

Storheim e Amadhal [140] reportaram uma expectativa em relação ao aumento significativo dos requisitos de regras em relação à energia adotada para o projeto de colisão de embarcações em plataformas. Os motivos levantados no trabalho estão relacionados ao aumento do porte das embarcações de apoio em operação na região da

bacia continental norueguesa e os últimos acidentes de grande energia que ocorreram na mesma região. Atualmente, nesta região, as embarcações apresentam deslocamento de 7500 a 10000 toneladas. O segundo motivo está relacionado aos acidentes com elevada energia que ocorreram nos últimos 10 anos na bacia continental norueguesa. Conforme mostrado no capítulo 3, entre 2001 e 2010, na região do Mar do Norte, ocorreram pelo menos 6 acidentes com energia de colisão consideravelmente superior às recomendações de projeto das normas vigentes. Os acidentes foram causados por erros humanos, falha de equipamentos ou pela interação desses erros. Recentemente, a DNV OSS-201 [141] aumentou o seu requisito de energia de colisão para 35 MJ para unidades de perfuração e de produção da bacia continental norueguesa.

Kenny [142] mencionou que é evidente que não podemos descartar a possibilidade que uma embarcação pode colidir em uma plataforma com total velocidade, devido a negligência da tripulação ou por outras razões. Entretanto, não é razoável projetar as plataformas para situações extremas. Por essa razão, atenção tem sido concentrada nas velocidades de colisão de embarcações de atendimento, que são mais prováveis de ocorrer e a plataforma pode ser racionalmente projetada para absorver essa energia.

Flohberger [143], em sua tese de mestrado, mencionou que a maior parte das plataformas que operam na Bacia Continental norueguesa podem suportar colisões de regra, mas ele também citou a ocorrência de colisões com maiores energias. Em seu trabalho, foi levantado o número de acidentes com grandes energias de colisão entre os anos de 1986 e 2009, conforme a Figura 8.4.

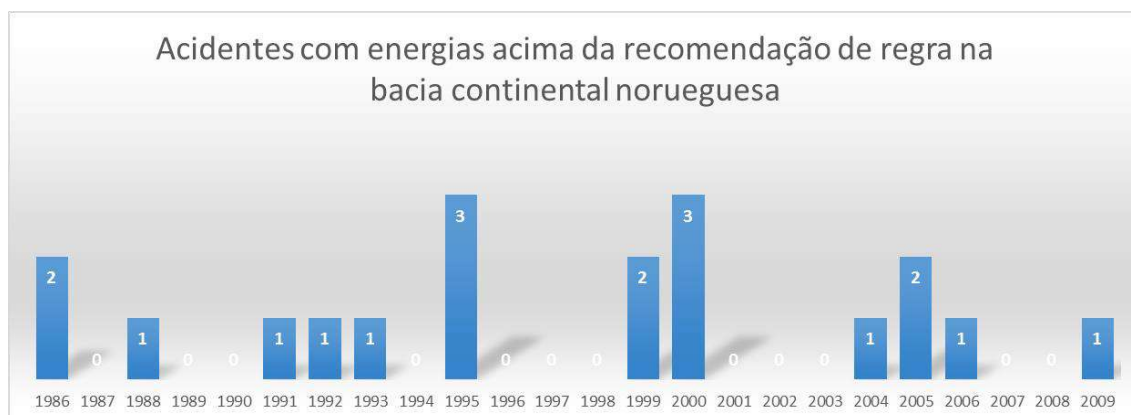


Figura 8.4: Acidentes com energias acima da recomendação de regra na bacia continental norueguesa [143]

No seu trabalho de levantamento das colisões na bacia continental norueguesa entre 2001 e 2010, Kvitrud [98], mostrou uma grande preocupação com os acidentes de colisões com energia acima dos valores definidos em regras. Dos 26 acidentes ocorridos, seis estão neste patamar de energia e isso mostra uma assustadora parcela de 23% dos acidentes. Contando a partir de 2004 até 2010, a preocupação aumenta, com a média de quase 1 acidente com maior energia por ano.

Estes acidentes levantam questionamentos sobre a energia que deve ser considerada na fase de projeto, mas também mostra a grande diferença entre os acidentes em diferentes regiões produtoras de petróleo no mar. Observamos no capítulo anterior que no intervalo recente de onze anos (2005 – 2015), não ocorreram acidentes de colisão com grande energia na costa brasileira.

No Brasil, também é nítido o aumento do porte das embarcações de apoio. Embarcações de apoio com até dez mil toneladas de deslocamento são encontradas operando na costa brasileira.

Ao mesmo tempo em que as recomendações de projeto ou regulamentações de sociedades classificadoras estão defasadas em relação ao porte das atuais embarcações de apoio, a consideração da velocidade de colisão de 2 m/s deve ser analisada com mais consistência. O valor de velocidade de 2 m/s vem originalmente de operações com embarcações de apoio na região do Mar do Norte, que apresenta piores condições de mar que a costa brasileira. Dessa forma, o mesmo valor de velocidade aplicado a região do Mar do Norte pode ser conservador para outras regiões.

O valor de 2 m/s está baseado em embarcações de apoio na condição de blackout, ou seja, quando a embarcação perde máquina e se movimenta na direção da resultante ambiental. Neste caso, a DNV e a Norsok adotam a equação 8.5 para definir a velocidade de colisão. Conforme observado, a equação se baseia na altura máxima de onda e com o limite de operações com embarcações de apoio no Mar do Norte, que operam com ondas de até 4 metros, chegamos ao resultado de velocidade de 2 m/s.

$$v = 0,5H_s \{m/s\} \quad (8.5)$$

Onde, H_s é a máxima altura significativa da onda permitida para a operação.

Na Petrobras, conforme citado anteriormente [107], 3 metros é a máxima altura de onda permitida para operações com embarcações de apoio. Seguindo a equação 8.5, a máxima velocidade de colisão em um possível acidente com embarcação de apoio seria de 1,5 m/s. A redução do valor da velocidade é significativa e representa uma redução de 44% da energia de colisão para uma embarcação de 5000 toneladas de deslocamento.

Nota-se que são necessários estudos adicionais em relação a energia utilizada no projeto estrutural de plataformas quando consideramos os atuais cenários de operações com embarcações de apoio.

O problema ainda se torna mais grave para outros possíveis cenários de colisão onde não existem critérios das sociedades classificadoras, como no caso das plataformas de manutenção e segurança que vem sendo constantemente utilizadas na costa brasileira.

8.1.2 Unidade de manutenção e segurança (UMS)

As unidades de manutenção e segurança são mais conhecidas no exterior como embarcações de acomodação ou floteis. A indústria offshore tem sido o principal mercado de atuação para este tipo de embarcação e isto tem sido observado na costa brasileira. A principal função da unidade é de fornecer acomodação offshore para os trabalhadores. Estas unidades vêm sendo utilizadas para operar com plataformas em processos de recuperação da integridade ou em grandes obras de modificação. O flotel também pode ser utilizado em casos de acidentes ambientais, como ocorreu no pior vazamento de petróleo da história dos Estados Unidos. O hotel flutuante Martin Quarters foi subcontratado para acomodar mais de 500 trabalhadores contratados para limpar o desastre com a plataforma Deepwater Horizon. A Figura 8.5 mostra a operação de uma UMS conectada à uma plataforma fixa. A imagem por si só caracteriza o potencial de dano em caso de ocorrência de colisão da UMS na unidade fixa.



Figura 8.5: Operação de UMS conectada à uma unidade fixa

A assistência às plataformas fixas por UMSs ancoradas foi amplamente aplicada pela indústria offshore há décadas. O risco de colisão neste modo de operação é desprezível devido à robustez e redundância dos sistemas de ancoragem. A utilização de UMSs com posicionamento dinâmico para atender plataformas flutuantes até o início deste século haviam sido pontuais (não contínuas), sazonais (em épocas de tempo favorável), em locais com condições meteorológicas amenas. A pequena distância entre as unidades, que está na faixa de 30 a 40 metros (comprimento médio da gangway), e a possibilidade de falha do posicionamento dinâmico da UMS, fornece um cenário com grande potencial catastrófico em caso de um acidente com colisão da UMS na unidade de produção. A Figura 8.6 mostra uma gangway conectada entre uma UMS e uma plataforma fixa. A pequena distância de cerca de 30 a 40 metros mostra a proximidade entre as unidades. Poucos estudos e avaliações estão disponíveis na literatura para este perigoso cenário. Enquanto as novas embarcações de apoio apresentam um deslocamento de 10 mil toneladas, existem UMSs com o deslocamento de 55 mil toneladas.



Figura 8.6: Pequena distância entre a UMS e uma plataforma fixa conectadas pela gangway

Uma reportagem de agosto de 2015 chamou a atenção para a quantidade de utilização deste tipo de unidade na costa brasileira. Com o título de “Petrobras afreta décima UMS”, a revista Brasil Energia descreveu que a unidade Safe Eurus foi a décima UMS afretada pela Petrobras e que oito diferentes empresas são responsáveis pelas 10 unidades afretadas. Cada unidade faz por ano entre duas ou três paradas programadas, ficando entre quatro e seis meses dedicado a uma plataforma de produção específica [DD]. O período de até 6 meses de conexão com a plataforma potencializa o risco de acidentes com colisões devido a possibilidade de falha do sistema de posicionamento ou erros humanos. A Figura 8.7 mostra três UMSs bastante distintas que estão operando na costa brasileira. A primeira é um navio convertido, a segunda se assemelha à um catamarã e a terceira é uma unidade semissubmersível, mostrando a complexidade e possibilidades de acidentes com colisões.



Figura 8.7: UMSs em operação na costa brasileira

As diferentes unidades apresentam características próprias de operação, diferentes configurações de casco e se conectam às plataformas em diferentes calados, o que aumenta as possibilidades de colisões em qualquer região de uma plataforma de produção, enquanto esta foi projetada para receber colisões apenas na região de calado de operação de uma embarcação de apoio. As UMSs do tipo navio estão propensas a colidir em uma região similar às embarcações de apoio, mas as UMSs do tipo semi apresentam pontoons prolongados que poderiam colidir em regiões que não foram projetadas para suportar este tipo de acidente, ou não estão preparadas para uma avaria que poderia iniciar um alagamento progressivo da unidade.

Outro fator complexo está relacionado aos diferentes deslocamentos de cada uma das UMSs. A Tabela 8.1 mostra os deslocamentos, em toneladas, de algumas UMSs quando estão em operação. Observa-se portes similares às grandes embarcações de apoio, entretanto, grande parte da lista mostra unidades com deslocamentos significativamente maior. Com deslocamento cerca de cinco vezes maior que uma embarcação de apoio, UMS OOS Gretha aumenta o potencial do problema.

Tabela 8.1: Deslocamento de UMSs em operação

UMS	Toneladas
Floatel Superior	29000
Floatel Reliance	18038
Floatel Victory	26800
Safe Concordia	17900
Safe Hibernia	13876
Olympia	11600
OOS Gretha	55700
Safe Scandinavia	24103
Safe Britannia	23684



Figura 8.8: UMS OOS Gretha que opera com 55700 toneladas

8.2 – Simulação de colisão de grande energia e avaliação da resistência residual de um FPSO

No capítulo 7, foi realizada uma análise de resistência longitudinal de navios petroleiros com danos. Os resultados evidenciaram que danos com pouca profundidade não causam perdas significativas na resistência longitudinal do navio. Portanto, cenários conservadores e de grande energia de colisão foram adotados nas simulações para verificar a perda de resistência longitudinal do FPSO.

Foram definidos dois cenários para as simulações de colisões de grande energia com posterior avaliação da resistência residual do FPSO. O primeiro cenário considera a colisão de uma unidade de manutenção e segurança, pelos motivos expostos na seção anterior. Além disso, existem poucos trabalhos de pesquisa que adotaram este cenário. O segundo se refere à colisão de uma embarcação de apoio que constantemente realizam operações com as plataformas e respondem pela maior parte das colisões. Normalmente representam colisões de baixa energia, mas corresponderam por quase totalidade das colisões de alta energia ocorridas recentemente no Mar do Norte e na costa brasileira.

8.2.1 – Análise numérica

Para as simulações com colisões de grande energia é importante considerar a ruptura de elementos estruturais do navio para posterior avaliação da resistência longitudinal última. Com a utilização do critério de ruptura de elementos estruturais, a metodologia de análise dinâmica foi adotada nas análises. Assim, toda a simulação é realizada com a metodologia explícita do ABAQUS. Diversos trabalhos de pesquisa têm sido desenvolvidos com o objetivo para avaliar a ruptura local de cascos de navios em situações de colisões, mas poucos trabalhos têm avaliado a resistência estrutural remanescente. A metodologia de análise empregada nos capítulos anteriores da tese mostrou que as simulações foram realizadas em duas etapas sequenciais na qual o resultado de uma análise dinâmica foi utilizado como estado inicial de uma análise estática. Neste capítulo, a simulação da colisão e a avaliação da resistência residual da unidade são analisadas dinamicamente. Um algoritmo de contato disponível no ABAQUS foi utilizado para modelar o contato entre a UMS e a plataforma. Foi adotado um coeficiente de fricção de 0.6 nas formulações de contato e os efeitos da taxa de deformação não foram considerados nas análises.

O modelo da plataforma do tipo FPSO utilizado no capítulo 7, foi adotado para as simulações de colisão e análises de resistência residual. O modelo foi adequado com o aumento do comprimento longitudinal para evitar que as condições de contorno tenham influência na simulação da colisão. Deste modo, o número de espaçamentos entre cavernas adotado no modelo foi estendido de dois para cinco espaçamentos. A Figura 8.9 mostra o modelo do FPSO.

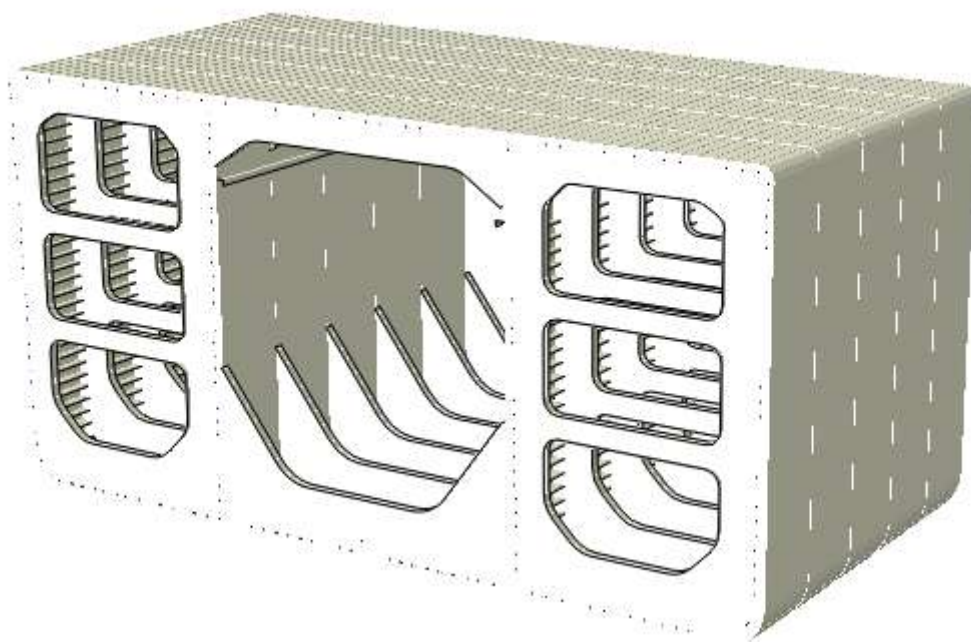


Figura 8.9: Modelo do navio com 5 espaçamentos entre cavernas

Outra modificação no modelo está relacionada a necessidade de adequação da malha para a nova simulação. A região que recebe o impacto deve apresentar refinamento de malha apropriado para a implementação do contato entre as estruturas e para capturar todas as deformações decorrentes da colisão. O refinamento de malha na região do convés ou do fundo que foi utilizado nas análises do capítulo 7, são necessários para reproduzir os fenômenos de flambagem e plasticidade nas falhas do convés ou do fundo e, dessa forma, deve ser mantido com a adição de mais elementos (maior refinamento de malha) na região de colisão. Assim, a simulação da colisão seguida da avaliação da resistência residual, com o aumento do tamanho dos modelos, maior refinamento da malha e a utilização de critérios de ruptura, requer uma capacidade computacional substancial para as simulações numéricas. A Figura 8.10 mostra o refinamento de malha desenvolvido para uma colisão de uma embarcação de apoio na região do costado, próxima ao convés. Esse modelo conta com aproximadamente 307 mil elementos. Os modelos desenvolvidos neste capítulo receberam tratamentos individuais para a adequação da malha em cada rodada, devido às diferentes localizações de colisão. Cada análise de colisão seguida da resistência residual demandou 36 horas.

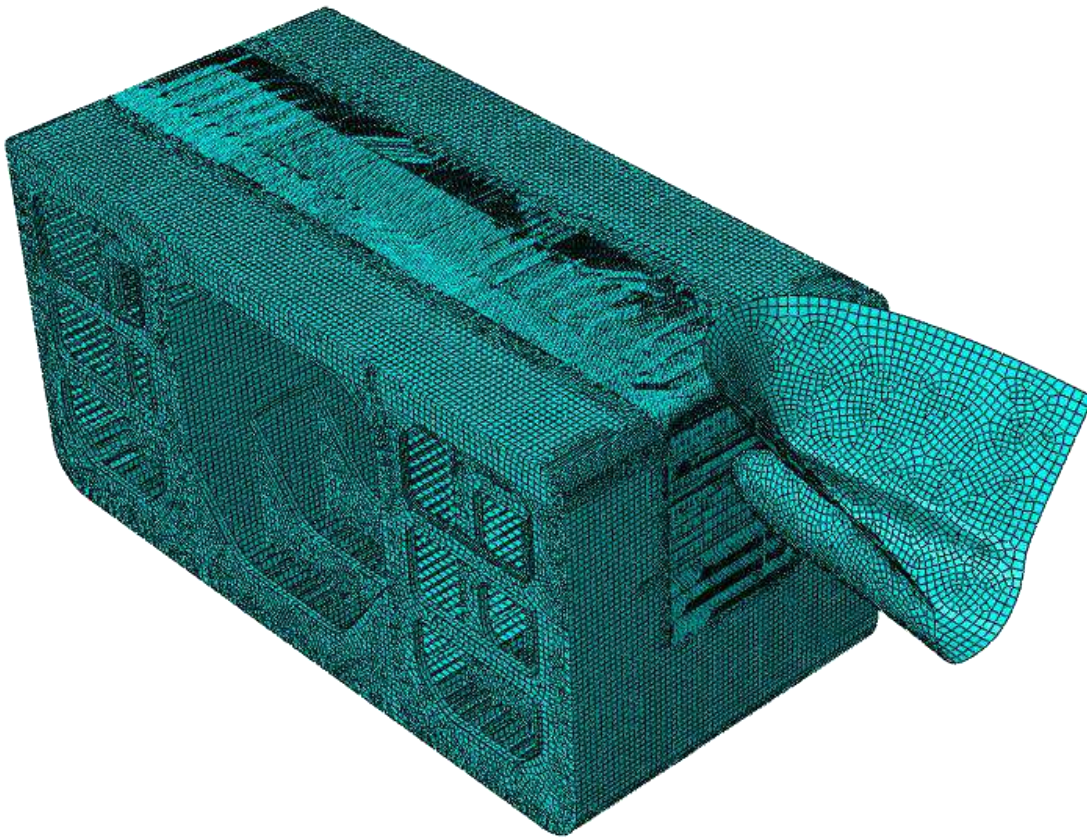


Figura 8.10: Adequação da malha para a simulação da colisão

8.2.2 Material

As curvas de material inseridas no programa de elementos finitos foram mostradas no capítulo 7. Para a simulação de colisões de grande energia foi adotado o critério de ruptura de máxima tensão de cisalhamento. Este critério representa a iniciação do dano devido à uma zona de intensa deformação de cisalhamento. Este critério foi usado em diversas publicações com simulações de colisões de navios e encalhes. Na sua forma mais simples, é apenas necessário inserir a deformação plástica equivalente para o início da falha do material. Por apresentar essa simplicidade, ganhou popularidade e tem sido muito utilizado. Algumas publicações, como as de Karlsson e outros [145] e Lehmann e Peschmann [146], mostraram resultados com satisfatória precisão com a utilização deste critério.

8.2.3 Condições de contorno aplicadas

Na primeira etapa, simulação da colisão, o FPSO recebeu a condição de engaste de todos os nós das extremidades longitudinais do modelo. A Figura 8.11 mostra as condições de contorno distribuídas no modelo. A embarcação de apoio ou UMS apresenta liberdade de movimentos apenas de translação longitudinal, ou seja, translação no sentido transversal do navio para colidir no costado do FPSO. Na sequência, para analisar a resistência última longitudinal remanescente, são adotadas as condições de contorno definidas no capítulo 7 para as análises numéricas de resistência última longitudinal do navio.

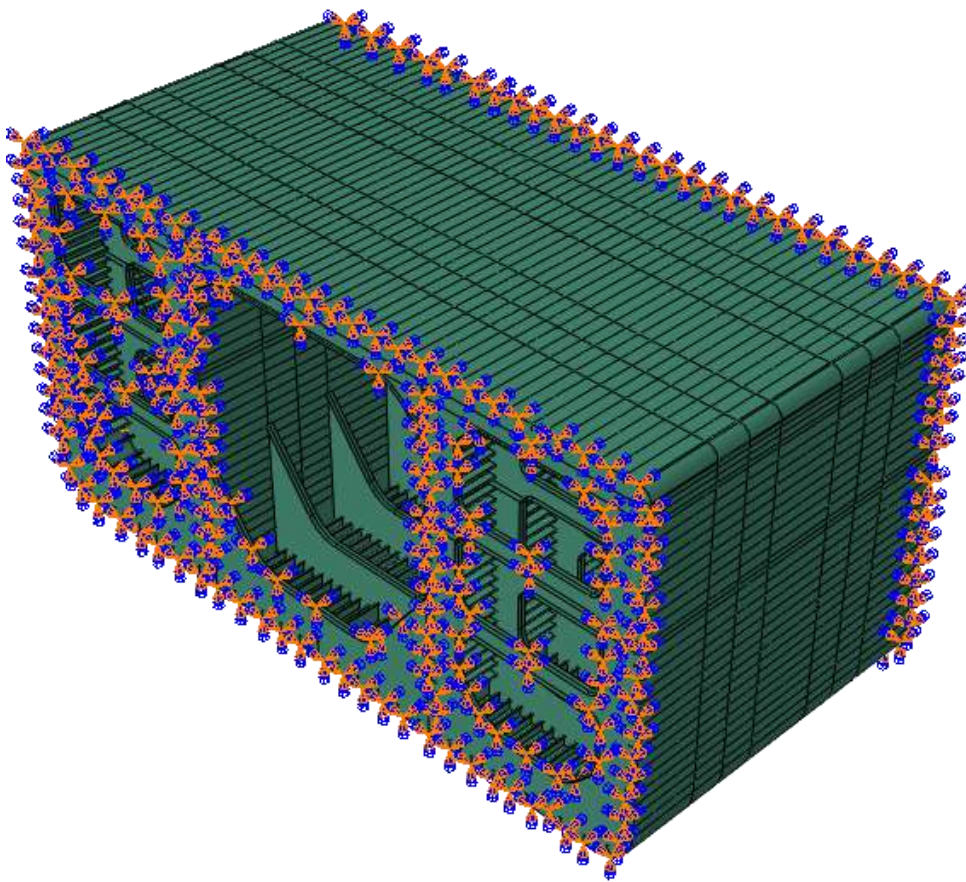


Figura 8.11: Condições de contorno do navio para a simulação da colisão

8.3 – Colisão de plataforma de manutenção e segurança (UMS) em costado de FPSO

Conforme foi mencionado, existe uma grande variabilidade de cenários de colisão entre UMSs e unidades de produção. Dentre as possibilidades de UMSs, as unidades do tipo semissubmersível chamam a atenção pela possibilidade de ocorrência de colisões com as extremidades dos seus pontoons, que geralmente apresentam estruturas afinadas e que causariam colisões com energias mais concentradas, aumentando a possibilidade de ruptura do casco do FPSO e da profundidade do dano. A Figura 8.12 ilustra o afinamento da forma que normalmente é adotada para as extremidades de pontoons de plataformas semissubmersíveis. A Figura 8.13 mostra uma UMS do tipo semissubmersível conectada à uma unidade fixa com as extremidades dos pontoons direcionados para a unidade de produção.



Figura 8.12: Detalhe da extremidade dos pontoons de uma unidade semissubmersível



Figura 8.13: UMS operando com uma plataforma fixa com as extremidades dos pontoons direcionados para a plataforma de produção

Foi desenvolvido um modelo geométrico da extremidade do pontoon de uma plataforma semissubmersível para ser utilizada na simulação de colisão. A Figura 8.14 mostra o modelo fechado e seccionado para a visualização das cavernas e reforços.

Foi considerado uma massa de 54 mil toneladas, com a adição de 10% de massa adicional, e velocidade de colisão de 2 m/s. A energia envolvida neste cenário é de 120 MJ, um valor aproximadamente 9 vezes superior à energia preconizada nas normas internacionais.

Baseando-se em calados de operação das duas unidades foram definidos dois pontos de colisão no FPSO. Um no cintado do FPSO e o segundo um pouco mais acima, mas ainda atingindo o fundo.

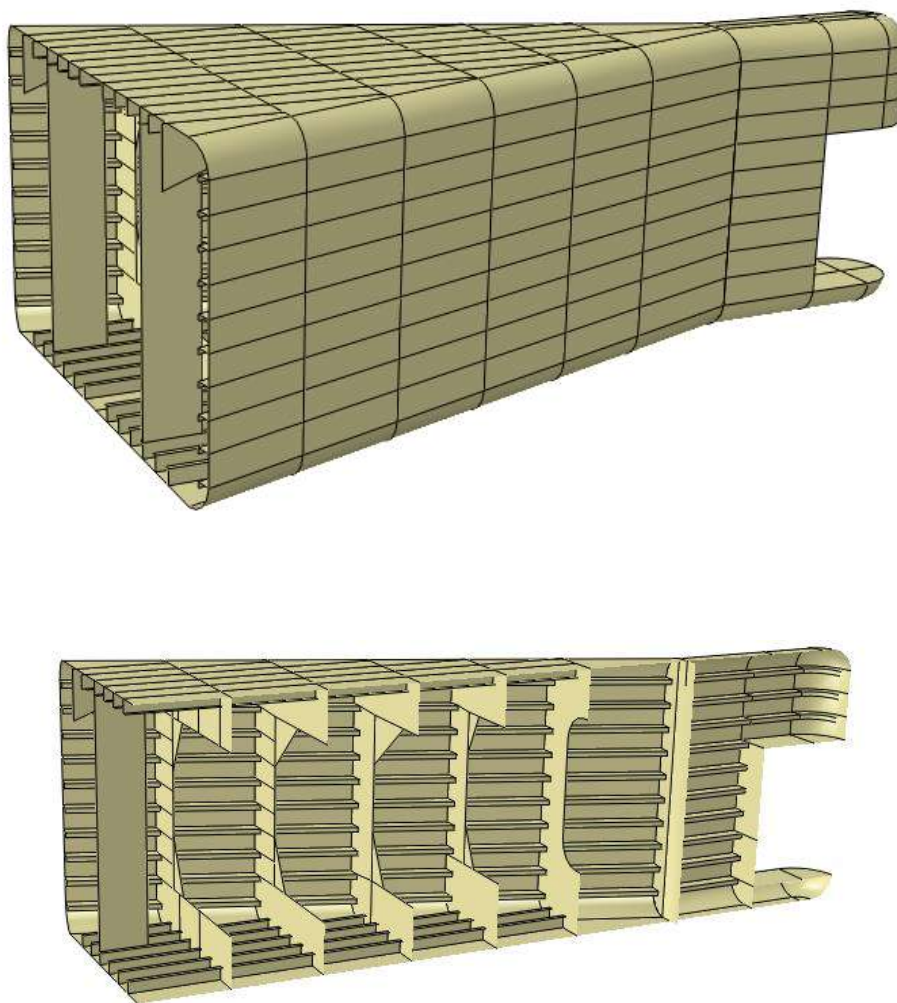


Figura 8.14: Modelo desenvolvido para a extremidade do pontoon

O primeiro ponto de colisão definido para a análise coloca o pontoon em colisão com o cintado do FPSO. A Figura 8.15 mostra um isométrico e a vista inferior do pontoon penetrando na plataforma. A Figura 8.16 mostra o rasgamento do cintado e do fundo do FPSO com uma vista de dentro do tanque. A Figura 8.17 mostra a abertura no casco, que apresenta uma profundidade final de aproximadamente 9 metros, mostrando a severidade da colisão. Este dano apresenta uma extens

Após a simulação do dano, a plataforma recebe a aplicação de momento vertical até a sua falha. A Figura 8.18 mostra as curvas de momento de reação por fração de rotação do FPSO intacto e com a avaria. Observa-se que a resistência última da plataforma teve uma redução de 20,51 GNm para 17,27 GNm, que representa uma perda de 15,7%. Para a severidade do dano, a perda de resistência foi considerada pequena. A Figura 8.19 mostra o pós-colapso do navio.

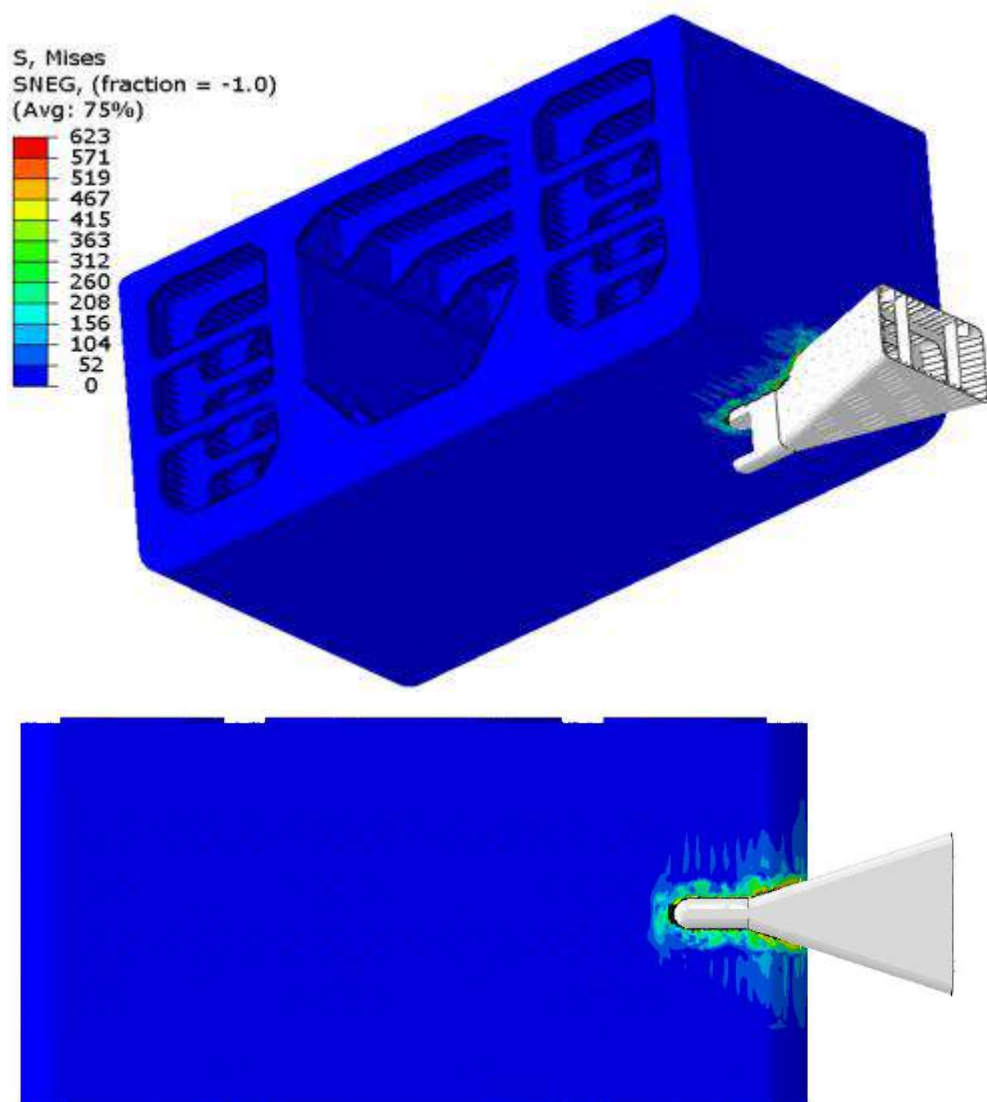


Figura 8.15: Colisão frontal do pontoon no cintado do FPSO

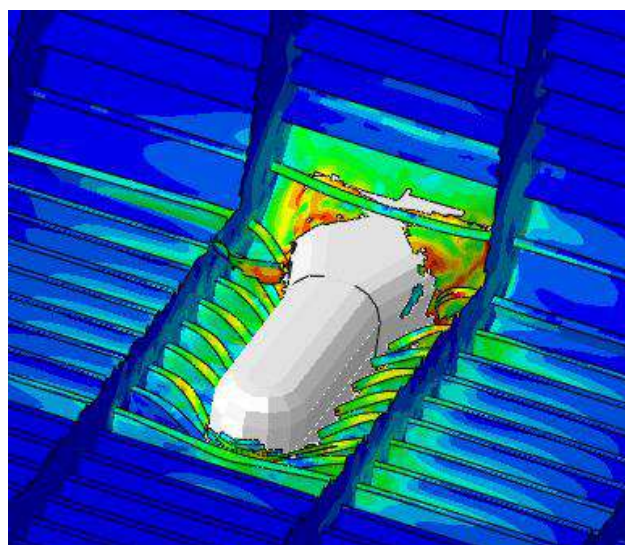


Figura 8.16: Vista interna do tanque para a penetração do pontoon

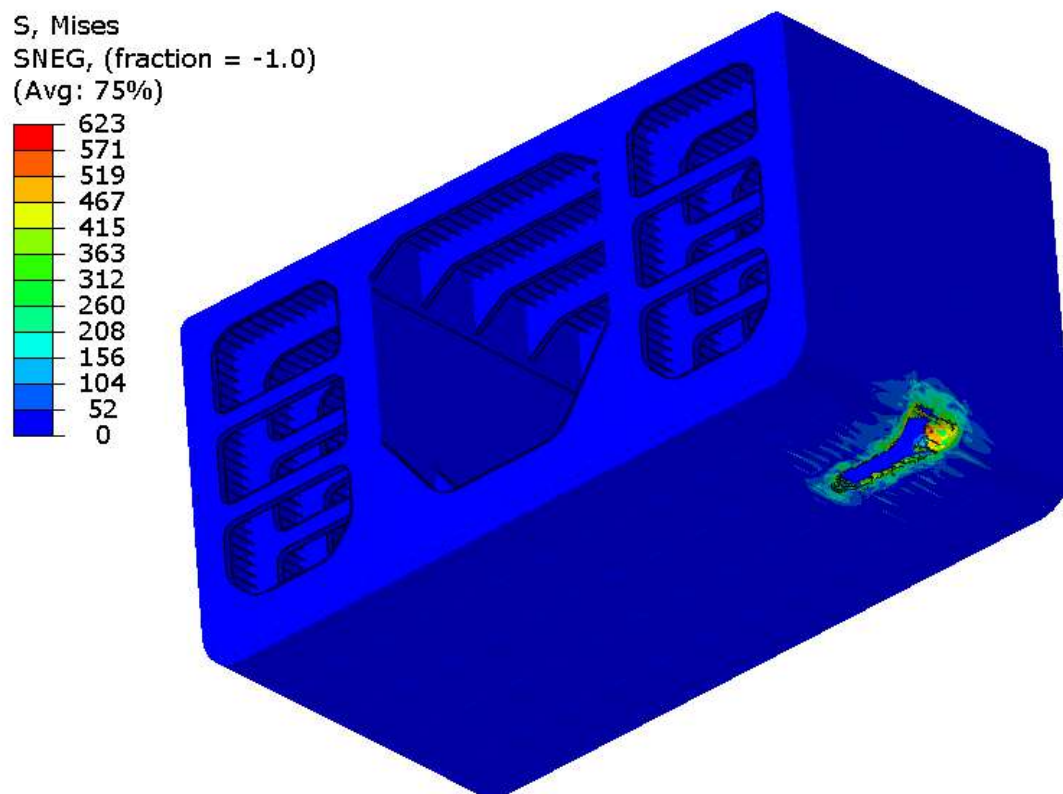


Figura 8.17: Dano no casco do FPSO

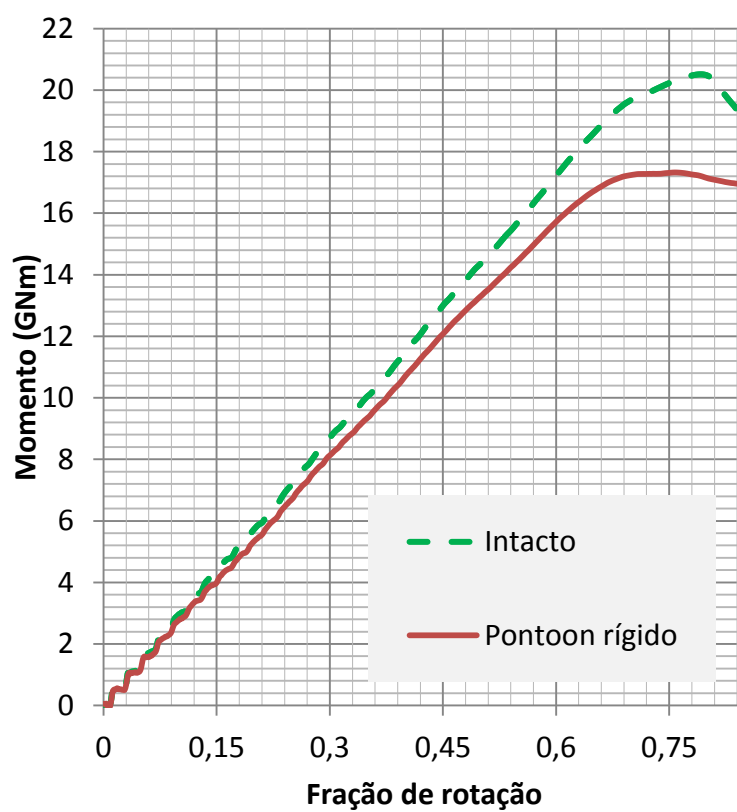


Figura 8.18: Resistência última do FPSO

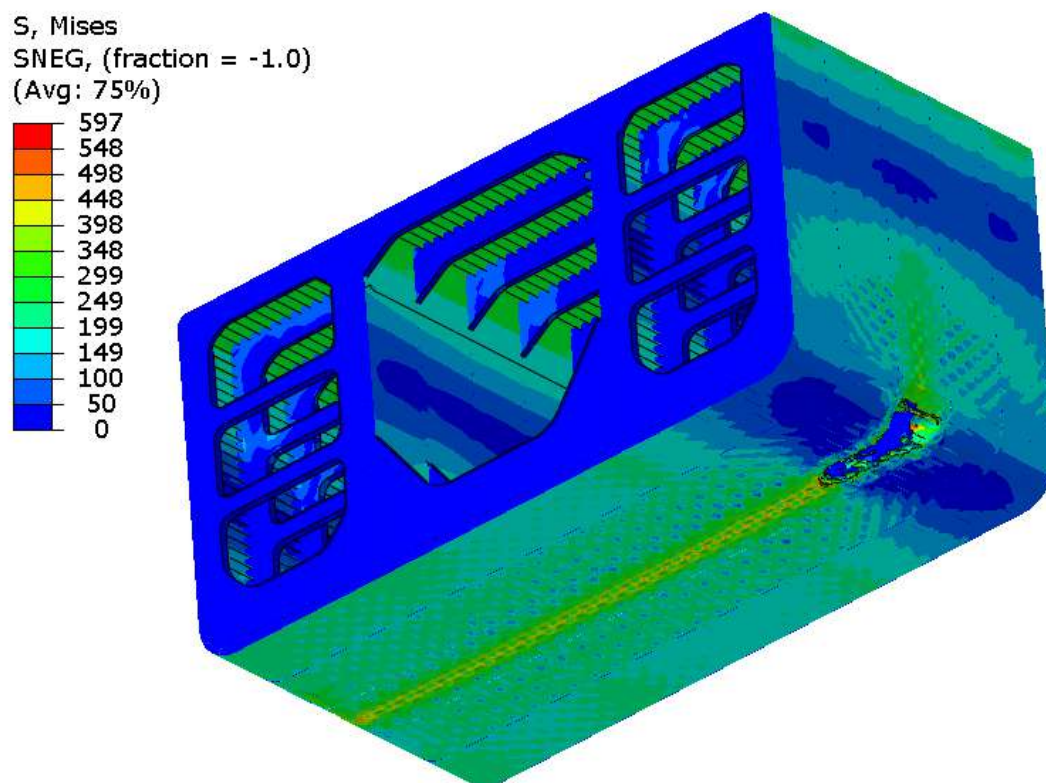


Figura 8.19: Pós-colapso do FPSO em carregamento de alquebramento

O segundo ponto de colisão pode ser observado na Figura 8.20. A mudança de localização trouxe pouca mudança no resultado, com uma penetração de 8,3 metros e redução de resistência similar.

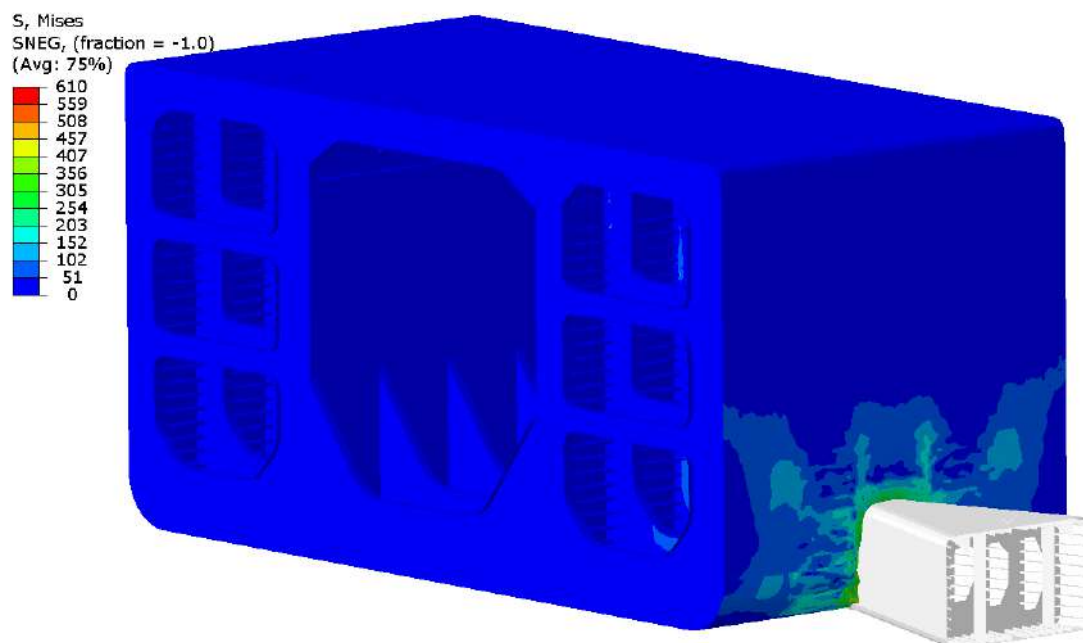


Figura 8.20: Segundo ponto de colisão

8.4 – Colisão de embarcação de apoio em costado de FPSO

Resultados obtidos no capítulo 7 mostraram que um dano à meia altura do costado não penaliza a resistência última longitudinal do navio. Dessa forma, o cenário de calados no qual a colisão da embarcação de apoio se desenvolve na região do convés deve ser adotado. A Figura 8.21 mostra a localização definida para a colisão.

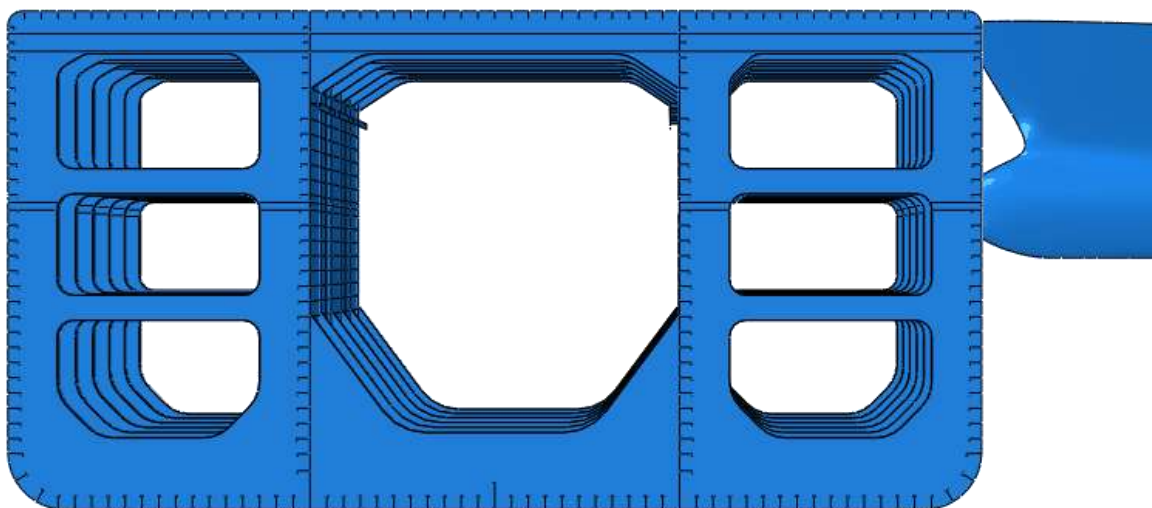


Figura 8.21: Localização definida para a colisão da embarcação de apoio

Foi realizado um levantamento das embarcações de apoio em operação na costa brasileira. Nota-se um grande aumento de deslocamento para as embarcações que entraram em operação nessa última década. Foi considerada uma embarcação de 10 mil toneladas de deslocamento e projetada com proa bulbosa, para simular o cenário mais desfavorável para a plataforma.

A metodologia de análise segue o projeto de ductilidade, onde apenas a plataforma sofre deformações elásticas e plásticas, enquanto a embarcação de apoio se mantém rígida. A Figura 8.22 mostra a proa bulbosa da embarcação de apoio.

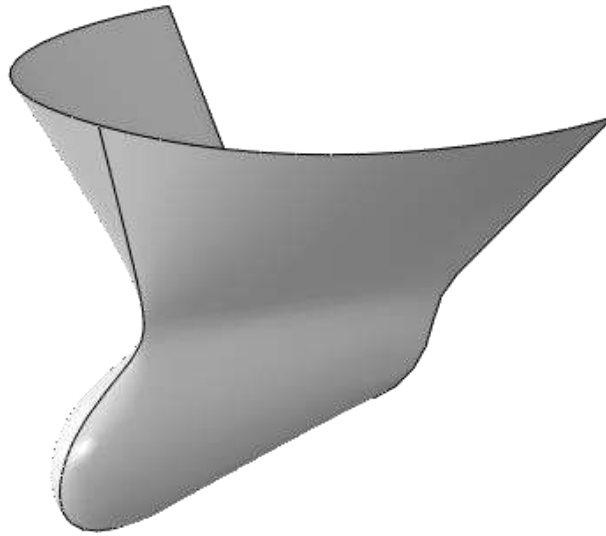


Figura 8.22: Modelo de proa bulbosa da embarcação de apoio

A embarcação de apoio com 10 mil toneladas de deslocamento atinge a plataforma com uma velocidade de 7 m/s. Considerando uma massa adicional de 10% do deslocamento, conforme indicado no capítulo anterior, uma energia de 269 MJ foi totalmente transferida à plataforma. Essa energia é aproximadamente duas vezes maior que a energia considerada na seção anterior, na colisão entre a UMS e o FPSO. A Figura 8.23 mostra a penetração da embarcação no costado da plataforma. A embarcação de apoio penetrou 6,6 metros pelo costado do FPSO e o dano no convés teve uma profundidade máxima de 5,14 metros. Observa-se que este dano apresentou profundidade maior que o dano indicado pela IACS, que para este navio seria de 3,4 metros de profundidade. A Figura 8.24 mostra a parte interna do costado com a visão da penetração do bulbo da embarcação de apoio.

A Figura 8.25 mostra a condição final do costado após a colisão. Observa-se um imenso estrago, com rasgamento do costado nos dois pontos de contato da embarcação de apoio. A profundidade do dano no costado pode ser comparada ao dano definido pela IACS. Considerando que a profundidade de penetração no convés foi de 5,14 metros e a regra orienta um dano igual a boca da embarcação dividido por 16, ou seja, 3,4 metros, resultado que mostra que o dano gerado pela embarcação é substancialmente superior. Mesmo com o dano significativamente severo, foi observado uma perda de 23% na resistência última longitudinal da plataforma.

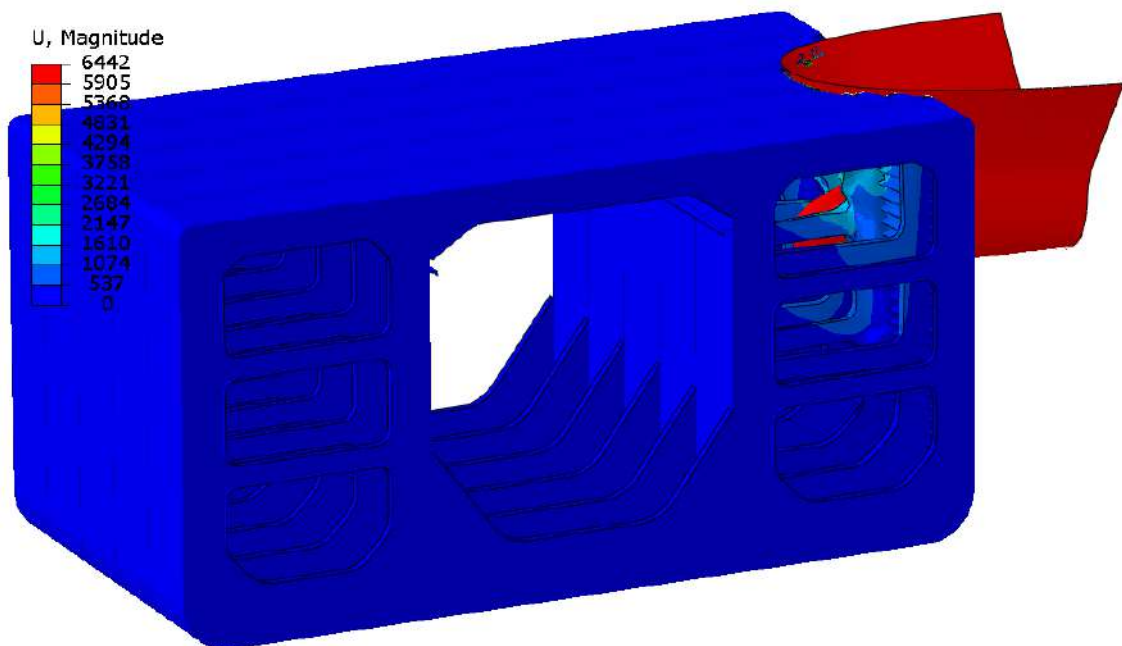
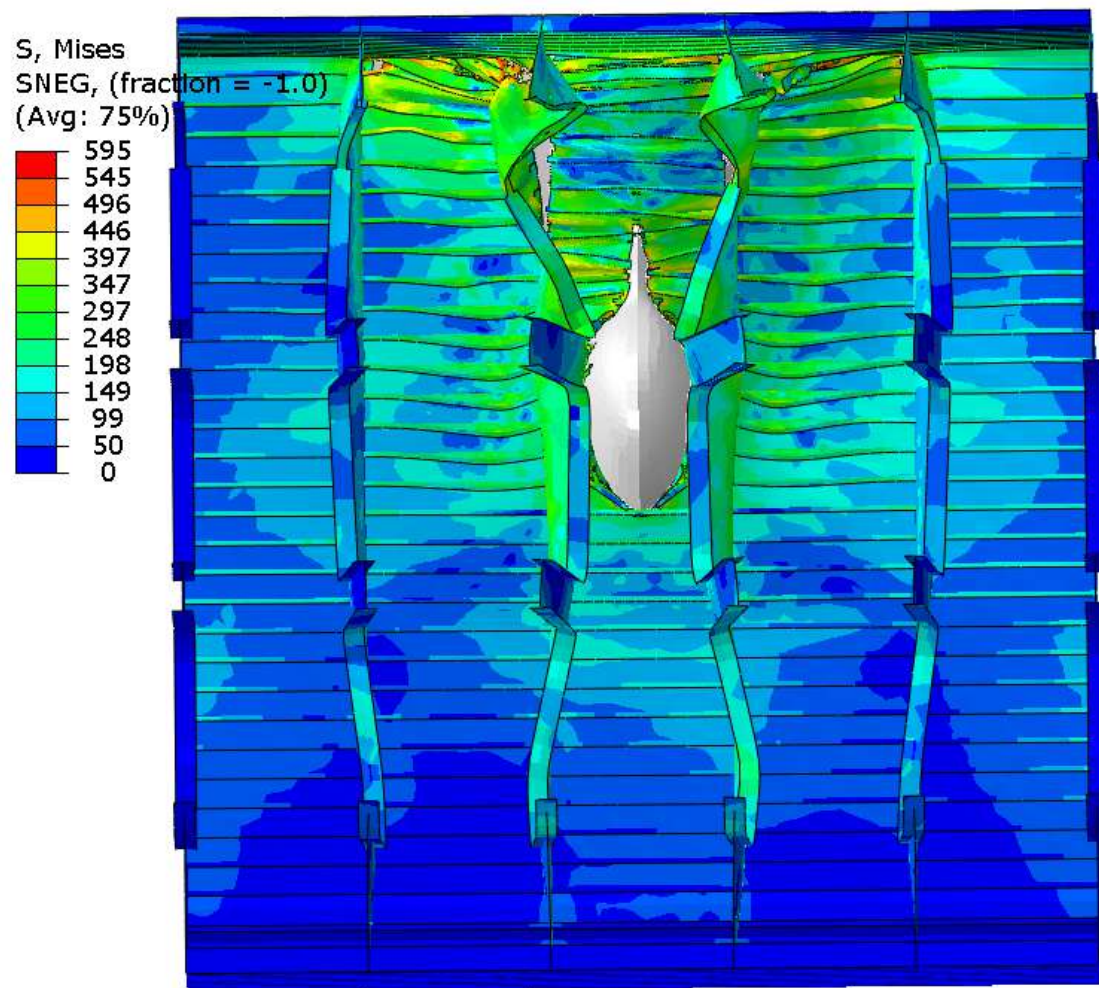


Figura 8.23: Profundidade de penetração da embarcação de apoio no costado do FPSO



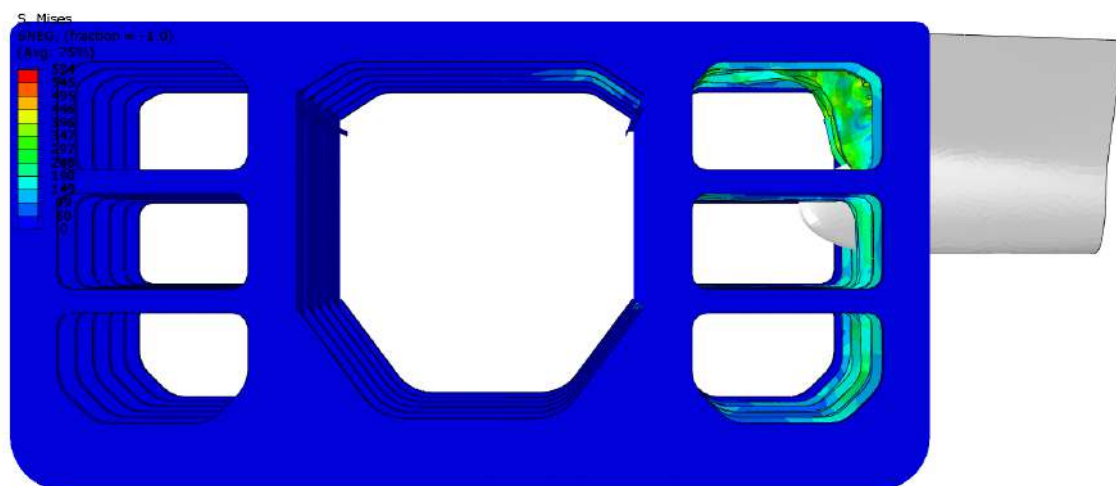


Figura 8.24: Parte interna do costado com a visão da penetração do bulbo da embarcação de apoio

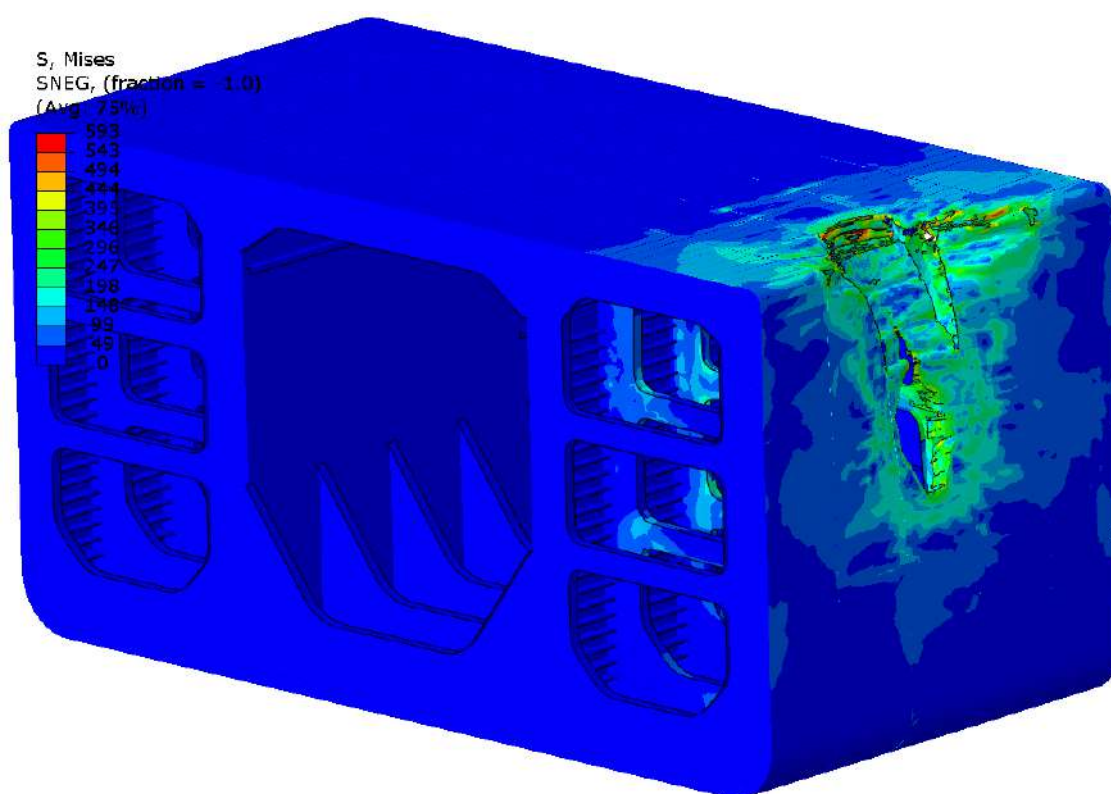


Figura 8.25: Grande dano observado após a colisão da embarcação de apoio

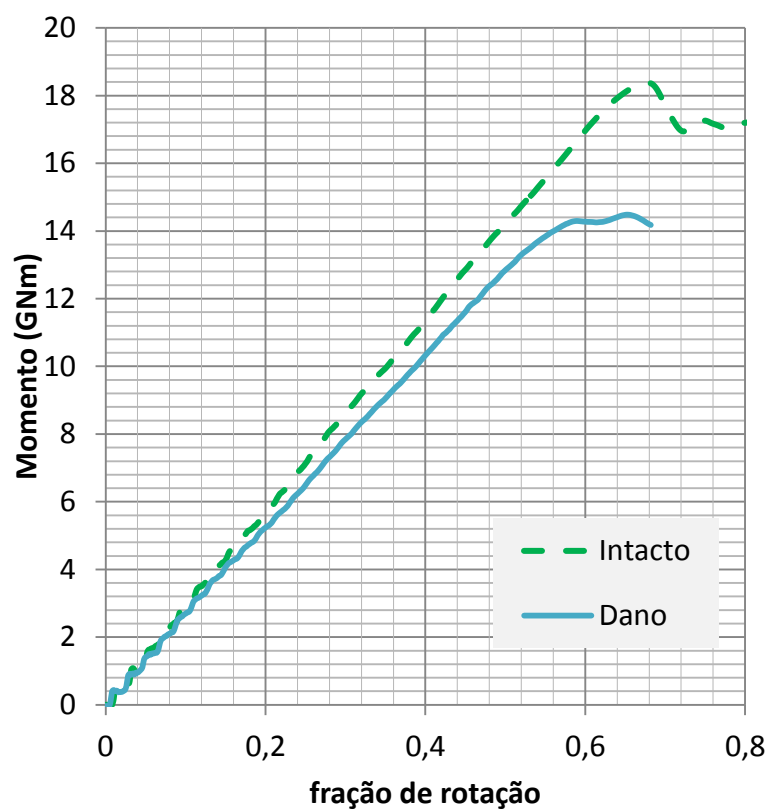


Figura 8.26: Curva de momento por fração de rotação

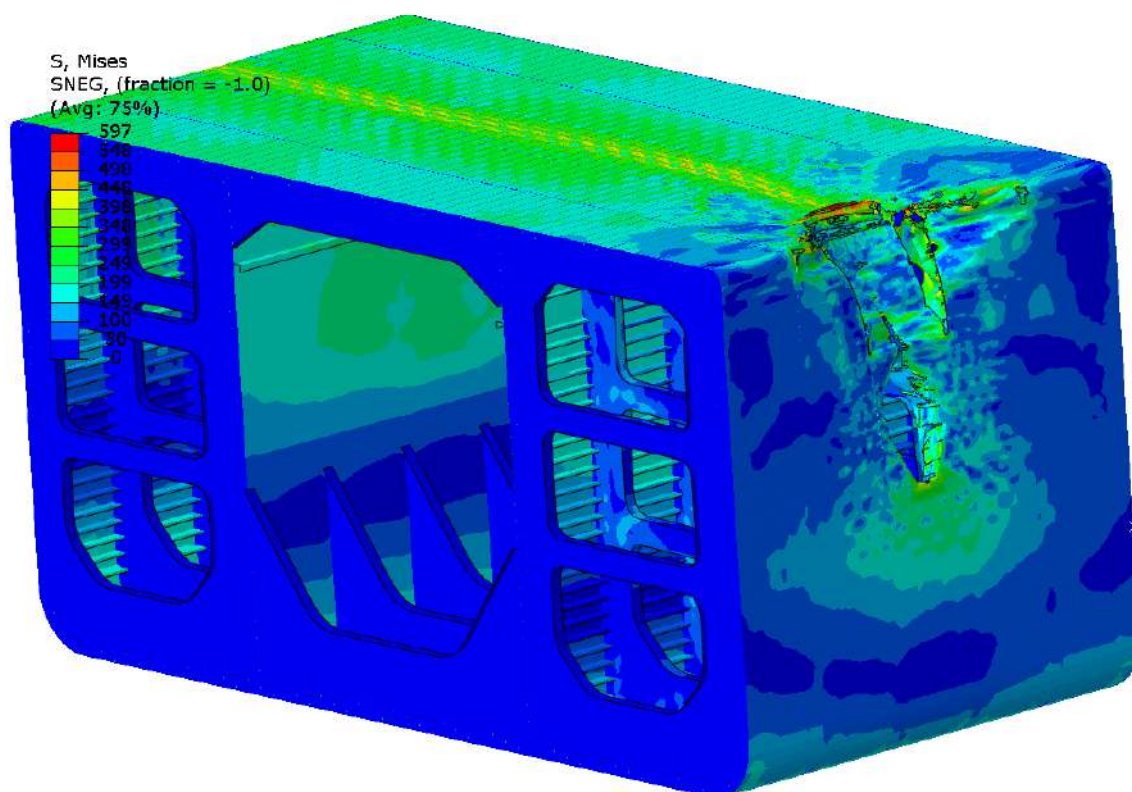


Figura 8.27: Pós-colapso da plataforma

8.5 – Metodologia para avaliação da resistência residual sem a simulação de danos

O objetivo desta seção está voltado para o desenvolvimento de uma metodologia de resposta rápida aos acidentes de colisão, com a avaliação da resistência remanescente da estrutura avariada sem a simulação do dano. A metodologia consiste na retirada de elementos que visualmente apresentam dano estrutural baseada nos elementos que norteiam a profundidade do dano, ou seja, não há a necessidade de que a extensão longitudinal do dano seja reproduzida na etapa de idealização.

A colisão no cintado com o pontoon rígido foi o primeiro dano adotado para ser avaliado com a metodologia. O dano com 9 metros de profundidade foi reproduzido com a retirada do cintado, 7 chapas e reforçadores do fundo. A Figura 8.28 mostra o pós-colapso do FPSO. O resultado de resistência última mostrou uma carga crítica de 17,56 GNm, ou seja, insignificativamente superior ao resultado (17,27 GNm) obtido com a simulação completa. Devido à geometria do pontoon, o dano apresenta uma pequena área de contato o que gera um dano profundo, mas com pouca extensão longitudinal do navio. A simulação de colisão da embarcação de apoio contou com um contato maior entre as estruturas e também será avaliada.

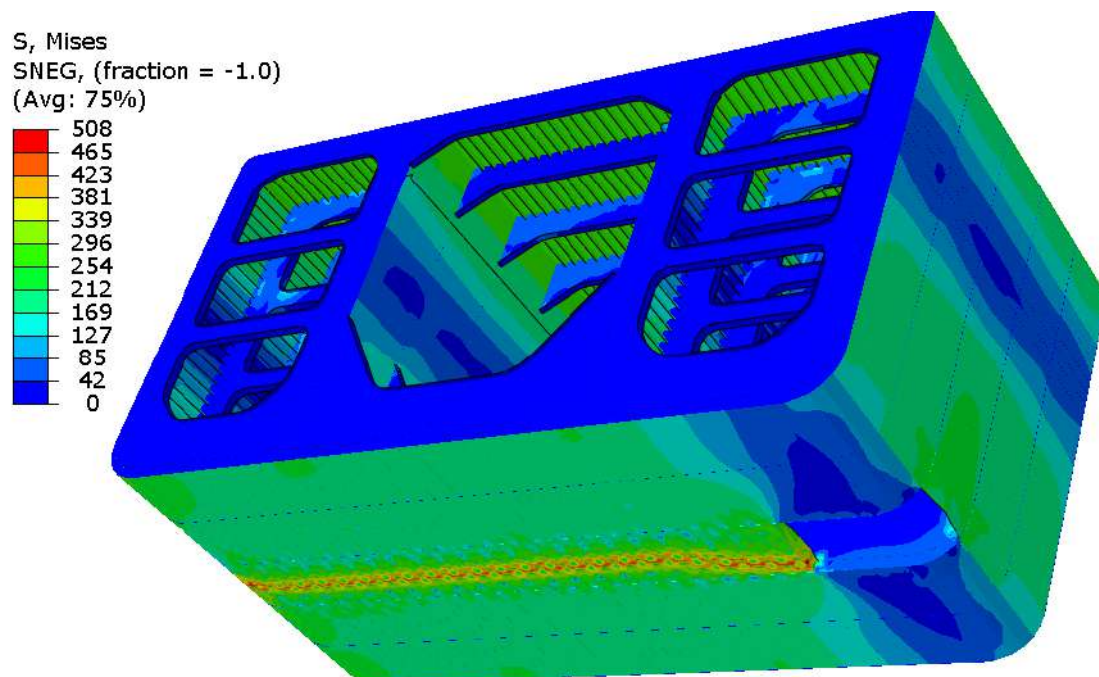


Figura 8.28: Pós-colapso para o dano idealizado de colisão do pontoon da UMS no cintado da plataforma

A simulação da colisão da embarcação de apoio colidindo em alta velocidade no costado do FPSO foi analisada com a metodologia de dano simplificado. A Figura 8.29 mostra a comparação entre o resultado da simulação da colisão no casco com o dano idealizado com a retirada de elementos estruturais. Conforme mencionado, maior importância deve ser direcionada na retirada de elementos no sentido da profundidade do dano. Observa-se que a extensão longitudinal do dano idealizado é menor que a do dano simulado. A Figura 8.30 mostra uma comparação entre os resultados de resistência residual considerando o modelo que simula a colisão e o modelo baseado na retirada de elementos estruturais danificados. Os resultados mostram que o dano idealizado representou de forma precisa o dano simulado em termos de influência na perda de resistência do navio. A diferença observada na resistência última residual do navio apresentou uma diferença de apenas 3,2%.

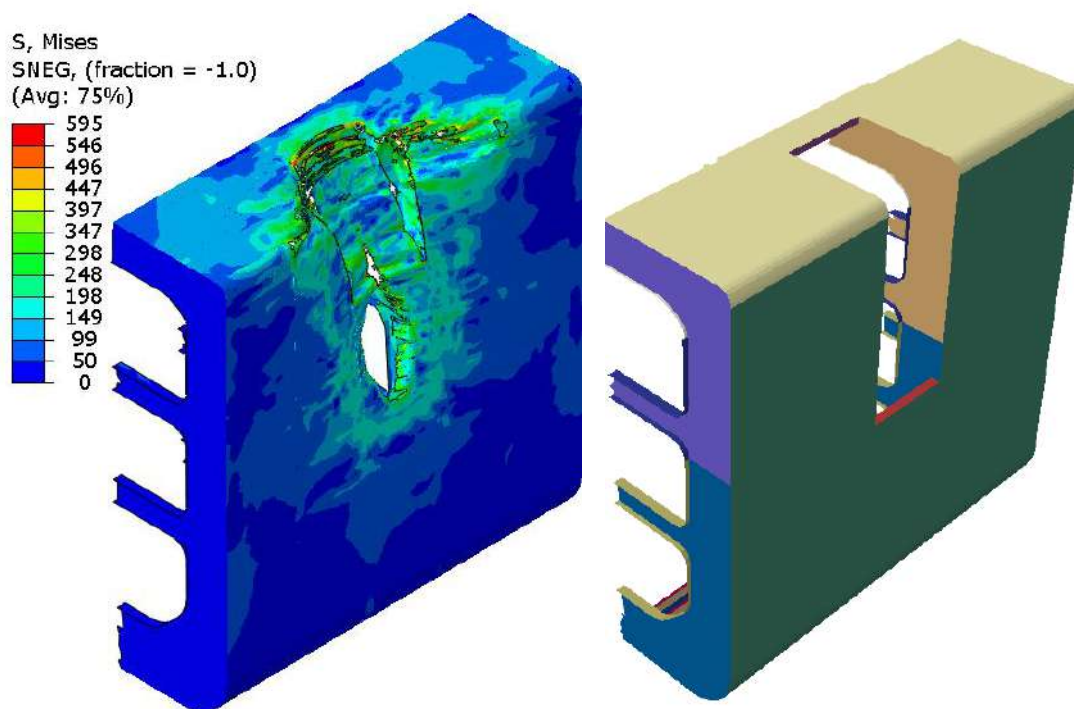


Figura 8.29: Dano simulado e idealizado da colisão de uma embarcação de apoio

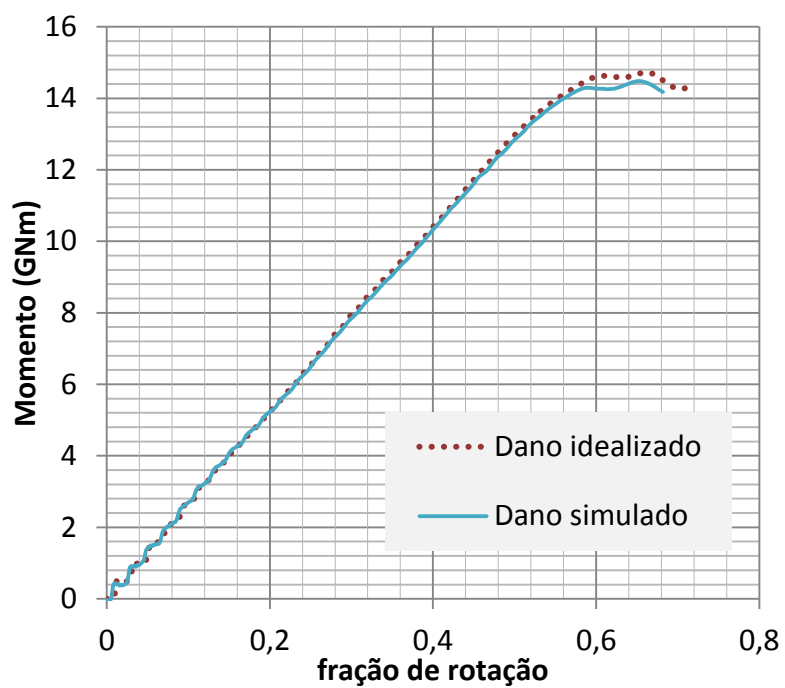


Figura 8.30: Curva de momento por fração de rotação

Capítulo 9

Conclusões

Com o contexto de acidentes envolvendo colisões em navios e plataformas e o cenário de crescimento de produção de petróleo na costa brasileira, a tese tem como objetivo principal a investigação do colapso progressivo de navios e plataformas oceânicas danificadas em acidentes de colisão, desenvolvendo o entendimento da influência dos danos na resistência última dos mesmos. A pesquisa considerou danos que abrangem desde pequenas mochas, até danos extensos em uma grande área do casco de navios ou plataformas do tipo FPSO. Para atingir o objetivo principal da tese, foram propostas algumas metas:

- Realizar um levantamento do histórico recente de colisões entre embarcações de apoio e plataformas na costa brasileira. Não existe publicações disponíveis com esses dados e, dessa forma, um dos capítulos da tese foi totalmente dedicado à essa contribuição.
- Investigar a influência de mochas na resistência última de placas. Entender a influência das imperfeições de fabricação e analisar a possibilidade de desenvolvimento de uma equação de estimativa de perda de resistência em função da mocha.
- Investigar a influência de danos locais em painéis enrijecidos observando a influência de danos em diferentes locais do painel.
- Desenvolver modelos numéricos robustos para reproduzir testes experimentais de vigas-caixão sob flexão.

- Desenvolver modelos numéricos confiáveis para analisar a resistência última longitudinal de navios intactos e com danos.
- Investigar a influência dos danos de colisão na resistência última residual de navios e FPSOs

9.1 – Colisões entre embarcações e plataformas

As colisões de embarcações em unidades offshore representam um risco constante para perdas econômicas, ambientais e humanas. Este tipo de acidente continua ocorrendo apesar dos esforços e das medidas de prevenção cada vez mais rigorosas. O potencial catastrófico deste tipo de acidente foi evidenciado com a colisão de uma embarcação de apoio em risers de gás da plataforma de Mumbai High North, em 2005, que ocasionou a morte de 22 pessoas e a perda total da unidade.

Foi observada uma tendência mundial de redução da frequência de acidentes de colisão entre embarcações e plataformas. Dois relatórios interacionais mostraram esta tendência.

Na região da bacia continental norueguesa, números recentes trouxeram novas preocupações em relação às colisões de grande energia. No período de 2001 a 2010 ocorreram 26 colisões, mostrando uma queda da média anual de 4 para 2,6 colisões por ano para esta região. Entretanto, destes 26 acidentes, seis tiveram um potencial de dano que excede a capacidade de energia que as plataformas são projetadas para suportar. Essa grande proporção entre os acidentes ocorridos chama a atenção para a possibilidade de acidentes catastróficos.

Na costa brasileira já ocorreram acidentes graves, porém, sem perdas de vidas, desmobilizações e grandes paradas de produção. Entretanto, o aumento da produção de óleo e gás no Brasil, tem sido realizado com a expansão do número de plataformas offshore, o que vem refletindo no aumentando das operações com embarcações e na preocupação com a possibilidade de ocorrência de acidentes com colisões.

As publicações referenciadas do fim da década de 90 e início dos anos 2000 mostraram dados divergentes em relação à frequência de colisões de embarcações em

plataformas da Petrobras. Estas diferenças observadas para os números colisões citadas em três dissertações de mestrado publicadas em um período de apenas três anos, faz o autor supor que não existia um tratamento adequado de registro dos acidentes. Uma das publicações citou o procedimento de aproximação de embarcações de apoio em operações com unidades de produção que era vigente na época. O procedimento era totalmente inadequado quando comparado ao procedimento atual.

Os números obtidos para os acidentes de colisões de embarcações de apoio em plataformas da Petrobras também confirmaram a tendência de queda nos 11 anos que fazem parte da pesquisa, principalmente a partir de 2010, quando foi adotado um manual para as operações de embarcações de apoio. Este resultado mostra que as medidas tomadas pela empresa surtiram efeito para a redução dos acidentes envolvendo colisões em suas plataformas.

A ocorrência de colisões em Sondas foi mais comum que a soma das colisões com todas as outras unidades. Foi observado o baixo número de colisões em plataformas fixas quando comparado ao número de colisões em plataformas semissubmersíveis e FPSOs, mesmo com um número muito superior de unidades fixas em operação. Este número está em acordo com as estatísticas observadas em trabalhos internacionais.

Deve ser mencionado que nos 11 anos de pesquisa, nas 70 colisões ocorridas em plataformas de produção da Petrobras, não foi excedida a energia de projeto indicada pelas sociedades classificadoras, mostrando uma grande diferença em relação aos recentes acidentes observados em águas norueguesas. Pode ser concluído que maior atenção deve ser dada às plataformas do tipo FPSO devido a maior frequência de colisão (44,29% das colisões de embarcações de apoio), mas deve ser mencionado que estas unidades são mais robustas que as unidades fixas e apresentam menores problemas de estabilidade, quando comparadas com as unidades semissubmersíveis.

9.2 – Resistência última de placas com mossas

Foi realizado um estudo paramétrico de avaliação da influência de mossas na resistência última compressiva de placas. Os danos foram inseridos através de simulações dinâmicas com o impacto de um objeto no centro da placa. A placa danificada com

deformações e tensões residuais foi utilizada como estado inicial da análise de resistência última.

A influência da consideração da taxa de deformação e o efeito Bauschinger foram avaliados nas simulações dinâmicas de impacto nas placas. A taxa de deformação pode ser desconsiderada das simulações, entretanto, o efeito Bauschinger apresenta maior influência nas análises de resistência residual de placas com danos.

Para as placas intactas, as imperfeições de fabricação representadas pelas tensões residuais e imperfeições geométricas são fatores relevantes para a análise de resistência última de placas sob carga de compressão. Um resultado diferente foi obtido para placas com danos, pois ambos fatores apresentaram baixa influência no resultado de resistência última residual para as placas analisadas. A diferença entre a profundidade dos danos impostos às placas e a amplitude máxima de imperfeição geométrica motivou a insignificativa influência deste fator na resistência última.

Foi observada a influência da dimensão do dano. Em cada placa foram simulados 3 danos com diferentes energias de colisão. Com o aumento da profundidade do dano foi observado a redução da resistência residual das placas. Entretanto, foi observado um comportamento similar em todas as placas avaliadas, onde o dano 1 causa uma considerável perda de resistência na placa e os danos 2 e 3, que são danos de maior profundidade, acentuam a perda de resistência, mas, os resultados mostraram que o aumento de profundidade gera um menor efeito na perda de resistência quando comparado ao primeiro dano. Por exemplo, na avaliação da placa 1, o primeiro dano com profundidade de 60,8 mm, causa uma perda de resistência de 18,2% e os danos 2 e 3, com profundidades de 101,3 mm e 138,2 mm, causam uma perda de resistência de 21,2% e 24,2%, respectivamente. O dano 3 com profundidade maior que o dobro da profundidade do dano 1 causa uma perda adicional de resistência de apenas 5%.

O teorema π de Buckingham foi utilizado para definir uma equação analítica para estimar a resistência última de placas danificadas por moissas sob ação de cargas de compressão. A equação está baseada em resultados numéricos do modelo de elementos finitos desenvolvido na tese. Foi obtida uma correlação precisa entre os resultados numéricos e a equação desenvolvida. A equação pode ser utilizada como uma ferramenta efetiva na fase de projeto de estruturas oceânicas propensas a acidentes de colisão e como

auxílio a tomada de decisão na ocorrência de um acidente de colisão de navios e plataformas offshore.

9.3 – Resistência última de painéis enrijecidos com mossas

Seis modelos de painéis enrijecidos em escala reduzida foram fabricados com técnicas especiais de modo que o surgimento das imperfeições geométricas e das tensões residuais fosse minimizado para manter os painéis em acordo com as usuais tolerâncias de fabricação de estruturas navais. Foram realizados testes experimentais de resistência última dos painéis sob carga de compressão com dois painéis intactos e quatro painéis com danos de massa. Foi realizado um mapeamento da superfície dos painéis com o equipamento Faro Scan de precisão sub-milimétrica e, em seguida, a nuvem de pontos foi tratada e incorporada aos modelos numéricos. As simulações numéricas foram realizadas através do método dos elementos finitos considerando as não linearidades geométricas e de material. Os fenômenos de flambagem e plasticidade foram reproduzidos nas análises e os resultados do estudo mostraram que os modelos numéricos reproduziram as análises experimentais com ótima correlação em todos os testes, seja para painéis intactos ou com danos. A maior diferença entre os resultados numéricos e experimentais foi de apenas 2,8% para o pico de resistência última do painel com o dano 4.

Para os quatro painéis que receberam a inserção do dano foram desenvolvidos modelos numéricos do painel intacto e com dano, ou seja, foi realizado o mapeamento da superfície do painel antes e depois de cada inserção de dano para realizar uma comparação entre os resultados numéricos de resistência última do mesmo painel quando intacto e com o dano. Essa metodologia permite verificar de forma precisa a perda de resistência do painel devido ao dano. Os resultados numéricos e experimentais indicaram que o dano localizado na interseção entre placa e o reforço apresenta maior influência de perda de resistência última do painel quando comparado com o dano na placa entre reforços. O dano na placa entre reforços apresentou maior profundidade devido a menor rigidez local quando comparada à rigidez do ponto de interseção entre a placa e o reforço, entretanto, a resistência última do painel foi mais afetada pelo dano na interseção entre a placa e o reforço, mesmo com um dano de menor profundidade. Este resultado de perda de resistência de aproximadamente 10% para o dano na interseção placa/enrijecedor e de

baixa perda de resistência para o dano no meio da chapa mostra que a geometria do painel apresenta grande robustez nos reforços quando comparado a robustez da chapa. Consequentemente, o dano na chapa não reduz a resistência do painel, mas o dano na interseção placa/reforço reduz substancialmente a resistência do painel. Os estudos de sequência de falha confirmaram o descrito. Para o painel com o dano 2, com apenas 13,7% do deslocamento, as quatro placas do painel colapsaram. Os reforços suportam um deslocamento maior com a primeira falha ocorrendo com aproximadamente 19% do deslocamento. O reforço central apresentou a maior resistência e resistiu à carga de 21,4% do deslocamento. Nota-se que a resistência dos reforços é substancialmente maior que a resistência das placas.

Um estudo paramétrico foi realizado para avaliar a influência da posição e da profundidade do dano em painéis do convés de um navio graneleiro. Foram simulados danos em seis posições do painel com a mesma energia de colisão em todos os casos. Em quatro localizações de dano na placa entre reforços os resultados mostraram profundidades similares e pouca influência na resistência última do painel, com a maior redução de resistência de apenas 4%. Entretanto, o dano na região de interseção entre a placa e o reforço causou uma perda de resistência de 8% mesmo com menor profundidade de dano. Este resultado também indicou que o dano na região de interseção entre a placa e o reforço tem maior efeito de redução da resistência do painel. Adicionalmente, a variação da profundidade do dano mostrou maior influência para a localização do dano na região de interseção placa/reforço.

Na configuração de painel de costado de FPSO, o resultado de profundidade de dano difere das simulações realizadas anteriormente, onde o impacto na região da placa entre reforços e na região placa/reforço apresentaram similar profundidade de dano. A maior robustez da placa e à maior região de contato da colisão com o bulbo de uma embarcação de apoio foram os fatores que influenciaram este resultado. Um estudo adicional foi realizado com colisões com o impacto de um objeto de menor diâmetro na região de interseção entre placa e reforço. Com este dano mais concentrado foi observado o mesmo comportamento mencionado com os painéis anteriores, onde danos localizados na região de interseção entre a placa e o reforço causam maior redução da resistência compressiva quando comparados com danos localizados na placa entre reforços.

Baseado nos resultados obtidos com as análises, os painéis enrijecidos de estruturas oceânicas devem ser projetados com reforços de maior robustez em regiões passíveis de carregamentos de impacto ou acidentes com colisões, para manter um nível de integridade aceitável em casos de acidentes com colisões concentradas.

9.4 – Resistência última longitudinal: correlação numérico e experimental

Testes experimentais podem proporcionar uma fonte incalculável de conhecimento para a validação de modelos numéricos. Entretanto, em termos de análises de resistência última de navios, há uma grande limitação de testes experimentais, principalmente devido à impraticabilidade e custos necessários para realizar testes em escala real. Devido à similaridade entre as vigas-caixão com o corpo paralelo de um navio em relação ao comportamento sob cargas de flexão, estas estruturas vêm sendo utilizadas em pesquisas com testes experimentais para investigar o comportamento estrutural de resistência última longitudinal de navios sob flexão. O desenvolvimento de modelos numéricos confiáveis e com a capacidade de reproduzir testes experimentais de vigas-caixão sob flexão foi definido como um dos objetivos da tese. Os principais parâmetros, como refinamento de malha, modelo de material (plasticidade), condições de contorno, imperfeições de fabricação devem ser estudados e considerados de forma bastante precisa para alcançar uma boa correlação entre os resultados numéricos e experimentais.

Quatro testes experimentais desenvolvidos por Nishihara [91] foram simulados pelo método dos elementos finitos. Os resultados obtidos mostraram que os modelos desenvolvidos apresentaram ótima correlação entre os resultados numéricos e experimentais. A maior diferença encontrada para o pico de resistência última nas comparações entre os quatro modelos foi de apenas 7,6% para o caso de aquebramento aplicado ao modelo MSD. Em comparação com os resultados numéricos obtidos por Pollalis e Samuelides [88], o modelo desenvolvido nesta tese apresentou resultados mais próximos dos resultados observados nos testes. Os resultados mostraram que importantes parâmetros do modelo, como refinamento de malha, condições de contorno, material e imperfeições geométricas, foram bem definidos nesta análise.

Nos testes de Nishihara [91], as curvas de momento por carregamento não foram disponibilizadas na publicação e também não foi possível comparar o modo de colapso

das vigas testadas. Para a realização de uma análise mais robusta, foi desenvolvido um modelo experimental de uma viga-caixão para a realização de um teste de flexão por quatro pontos. O modelo desenvolvido apresenta a seção transversal de 180 mm por 90 mm e, comprimento total de 450 mm. O experimento trabalha com a clássica flexão por 4 pontos. As etapas de construção do modelo, mapeamento da superfície e a instrumentação para aquisição de dados, foram desenvolvidas antes da etapa final de carregamento. No teste experimental a viga suportou uma carga vertical máxima de 84,88 KN. No colapso progressivo da viga foram observados os modos de colapso por flambagem das chapas, colapso dos reforços por tripping e o colapso global por flexão da viga.

Um modelo numérico foi desenvolvido após a construção do modelo experimental e contou com mapeamento das superfícies da viga. Em seguida, a geometria do modelo foi importada para o programa de elementos finitos considerando as imperfeições geométricas de fabricação. O modelo numérico suportou um carregamento de 86,0 KN, resultado 1,25% superior ao valor obtido no experimento. Este valor apresenta uma diferença insignificativa em relação à carga última suportada pelo modelo experimental. Os resultados do estudo mostraram que a curva de carga vertical por deslocamento dos cilindros apresentou boa correlação, os modos de colapso da viga experimental e do modelo numérico são similares e cargas críticas com diferenças inexpressivas. Isso comprova a ótima correlação entre os resultados numéricos e experimentais.

O desenvolvimento de modelos numéricos com ótima resposta quando comparados aos testes experimentais de flexão de vigas-caixão, forneceram o embasamento necessário para a modelagem de análise numérica de resistência última longitudinal de navios.

9.5 – Resistência última longitudinal de navios

Os acidentes citados nesta tese mostraram a importância da avaliação da resistência última longitudinal do navio. Existe a preocupação em garantir que os navios apresentem suficiente margem de segurança em relação ao máximo momento de flexão suportado pela sua estrutura. O método dos elementos finitos tem sido utilizado por um grande número de pesquisadores, entretanto, devido à complexidade estrutural de um navio e as não linearidades da análise, são necessários estudos adicionais para aumentar

o entendimento dos parâmetros que geram incertezas para a análise. É extremamente importante perceber que as técnicas de modelagem podem afetar significativamente os resultados das análises numéricas. Se as técnicas de modelagem são aplicadas inadequadamente, podem ser gerados resultados totalmente incorretos.

Parâmetros importantes na avaliação da resistência última longitudinal de navios foram avaliados na tese. Malha, condições de contorno, carregamento, imperfeições geométricas e a extensão do modelo foram estudados e comparados com outras referências. A experiência com as simulações de análises de resistência última de placas e painéis enrijecidos nortearam a discretização da malha do navio. Na análise de resistência última longitudinal de uma embarcação, a condição de contorno deve reproduzir o momento de flexão do navio nas condições de alquebramento e tosamento. As condições de contorno foram estudadas incluindo a comparação com os resultados de testes experimentais com vigas-caixão e com diversas publicações recentes. Foi conclusivo observar que as diferentes condições de contorno não geraram grandes diferenças no resultado de resistência última, mas algumas condições mostraram alguns desvios e, portanto, devem ser evitadas. Foram levantadas as principais possibilidades para representação da extensão longitudinal do navio pelo método dos elementos finitos. Para os objetivos da pesquisa foi considerado que a extensão de duas cavernas seria a mais apropriada, sendo uma caverna central seguida de meio espaçamento de caverna a vante e a ré da caverna central. Foi desenvolvido um modelo com o comprimento longitudinal de 5 espaçamentos entre cavernas. O resultado obtido apresentou valores de resistência última similares ao modelo com 2 espaçamentos, com uma diferença de apenas 1,02% para a carga última.

Diversas publicações mostraram a baixa influência das imperfeições geométricas de fabricação na resistência longitudinal última de navios. A análise comparativa demonstrada neste capítulo gerou resultados que estão em acordo com a literatura referenciada. Foi encontrada uma diferença de 3% de aumento da resistência longitudinal última do navio para ambas as condições de carregamento (tosamento e alquebramento), quando as imperfeições geométricas foram desconsideradas das análises.

Um navio petroleiro do tipo Suezmax foi selecionado para ser analisado em relação a sua resistência última longitudinal. Os resultados obtidos para o momento vertical último, nas condições de tosamento e alquebramento, apresentaram os valores de

11,2 GNm e 13,4 GNm. A principal diferença de resistência limite entre as duas condições de carregamento, está associada a maior robustez das chapas e reforços do fundo e à resistência adicional devido ao teto do fundo duplo do navio.

A sequência de falha do navio foi avaliada para as duas condições de carregamento simuladas. Para a condição de tosamento, os resultados numéricos mostraram que os elementos centrais falharam antes dos elementos situados nos bordos do navio, com uma sequência bem definida e começando pela placa da antepara longitudinal central e seguindo pelos elementos adjacentes. Nota-se uma diferença muito pequena de incremento de carregamento para as falhas do primeiro e último elemento do convés e este resultado reflete a falha brusca observada na curva de momento vertical último do navio.

A sequência de falha para a condição de aquebramento mostra um processo de falha mais suave, principalmente quando comparado com a falha brusca ocorrida na condição de tosamento. A sequência de falha dos elementos estruturais difere consideravelmente da sequência observada para o convés em tosamento. A primeira falha ocorre nas placas centrais, seguida pela antepara central, placas dos bordos e por último os reforços. Após a falha da primeira placa é necessária uma adição de carga substancial até a falha do primeiro reforço. A diferença de carregamento entre a falha do primeiro elemento estrutural e o último apresenta um comportamento significativamente diferente da sequência de falha no convés. Após a falha dos painéis do fundo, a estrutura do navio ainda suporta uma adição de carga maior devido à existência do fundo duplo. Após uma fração adicional de carga, ocorre a falha das placas do teto do fundo duplo e em seguida, com uma carga superior, os reforços também falham.

Um navio petroleiro VLCC convertido em plataforma foi adotado para a segunda análise estrutural de resistência última longitudinal. O desenho da seção mestra do navio mostra 3 níveis de espessuras: espessuras originais do navio, espessuras de classe para operar como plataforma e espessuras de renovação (corrosão). As espessuras apresentam os respectivos valores de 25,5 mm, 22,0 mm e 16,5 mm. Foi realizada uma análise de resistência última na condição de tosamento com os três níveis de espessuras no chapeamento do convés. Foi observado uma grande diferença de resistência para cada caso analisado, com reduções de resistência de 13% e 38% em relação ao navio original.

Na comparação entre as curvas de momento por carregamento nas condições alquebramento e tosamento foi observado um comportamento similar para a resistência última longitudinal em ambos os casos, inclusive em relação ao momento crítico. Este resultado difere do resultado encontrado para navio estudado na seção anterior que apresentava resistência maior na região do fundo (condição de alquebramento). No primeiro navio petroleiro, a diferença encontrada se deve à maior robustez do chapeamento e dos reforços do fundo e à existência do teto do fundo duplo, e neste caso, o navio é formado por um casco simples com espessura das placas do fundo com espessura 1 mm inferior que as placas do convés.

Para sequência de falha dos elementos estruturais do convés e do fundo, em ambos os casos de carregamento, foi observado um comportamento similar ao resultado obtido para a condição de alquebramento o navio petroleiro estudado anteriormente, com falha das placas seguida pela falha dos reforços.

Adicionalmente, foram realizadas análises da resistência última longitudinal de navios com danos. Os danos foram idealizados, ou seja, foram introduzidos artificialmente sem a realização de simulações dinâmicas para a obtenção do dano de colisão. Os danos são representados pela remoção de elementos estruturais do casco do navio. O navio Suezmax de casco duplo estudado na condição intacta foi adotado para a realização das análises.

Os primeiros danos analisados seguiram as orientações da IACS que orienta que os navios devem apresentar resistência última residual suficiente para a sua sobrevivência nas condições dos danos extensos indicados para as colisões no costado e no fundo do casco. Foi observado uma significativa redução da resistência última do navio, de 20,8% para a colisão no costado e 40,3% para a colisão no fundo. Deve ser mencionado que o dano no fundo comprometeu o teto do fundo duplo e dessa forma, comprometeu muito a resistência longitudinal do navio para a condição de alquebramento.

Foi realizado um estudo paramétrico com danos localizados. Os resultados obtidos mostraram que danos localizados no convés causam maiores perdas de resistência última ao navio do que danos localizados no fundo e que não danificaram o teto do duplo fundo. Essa constatação pode ser observada com os resultados dos danos 1 e 4. Estes danos causam uma redução de resistência ao navio de 1.5% e 3.6% respectivamente. O dano 1

atinge uma área três vezes maior que a área atingida pelo dano 4 e mesmo assim causa menor influência na resistência última do navio. O dano 2 apresenta a maior área danificada, no entanto gera uma perda de resistência de apenas 4.5%. O dano 5, localizado no convés e com aproximadamente metade da extensão do dano 2, se configura no pior caso de dano, com uma perda de resistência de 8.9%. Os danos localizados no costado demonstraram efeitos relevantes para a resistência última do navio quando localizados na interseção com o convés.

Na sequência de falha do navio intacto, a primeira falha havia sido observada na antepara central, agora a primeira ocorre na placa adjacente ao dano e, em seguida, no primeiro reforço e nas próximas placas e reforços em direção a linha de centro do navio. Devido a falha prematura dos elementos estruturais adjacentes ao dano, observa-se que depois da falha do primeiro elemento estrutural foi necessário um acréscimo de carga maior para a falha de todos os elementos estruturais quando comparado à sequência de falha do navio intacto. Os resultados levam a conclusão os danos podem modificar consideravelmente a sequência de falha quando comparado com a sequência de falha do navio intacto.

9.6 – Resistência remanescente de navios e FPSOs após colisões de grande energia.

Foi realizado um levantamento das premissas de normas para a realização do projeto estrutural de plataformas contra colisões de embarcações. As considerações de energia da DNV e da Norsok são as mesmas há 30 anos. Estas normas foram desenvolvidas com base nos cenários de colisões do Mar do Norte. Sabe-se que as condições de mar são mais severas nesta região quando comparado com outras regiões produtoras de petróleo, como a costa brasileira. Este fato gera críticas do autor que defende a atualização das regras e recomendações considerando as diferenças entre cada região produtora de petróleo.

Novos cenários aumentam as preocupações em relação aos possíveis acidentes de colisão com plataformas offshore. As embarcações de apoio operam constantemente com as plataformas. Com porte cada vez maior, aumentam as chances de ocorrência de acidentes com energias acima do limite de resistência das unidades. Um cenário relativamente recente e preocupante representa grande potencial catastrófico em um

possível acidente de colisão. Na costa brasileira, tem sido observado nos últimos anos, uma grande quantidade de unidades de manutenção e segurança (UMS). A pequena distância entre as unidades, que está na faixa de 30 a 40 metros (comprimento médio da gangway), e a possibilidade de falha do posicionamento dinâmico da UMS, fornece um cenário de risco de colisão entre a UMS e a unidade de produção. Enquanto as novas embarcações de apoio apresentam um deslocamento de 10 mil toneladas, existem UMSs com o deslocamento de 55 mil toneladas. As diferentes unidades apresentam características próprias de operação, diferentes configurações de casco e se conectam às plataformas em diferentes calados, o que aumenta as possibilidades de colisões em qualquer região de uma plataforma de produção, enquanto esta foi projetada para receber colisões apenas na região de calado de operação de uma embarcação de apoio. As UMSs do tipo navio estão propensas a colidir em uma região similar às embarcações de apoio, mas as UMSs do tipo semi apresentam pontoons prolongados que poderiam colidir em regiões que não foram projetadas para suportar este tipo de acidente, ou não estão preparadas para uma avaria que poderia iniciar um alagamento progressivo da unidade.

Dois possíveis cenários de colisão de grande energia foram avaliados na tese. O primeiro mostrou o cenário de operação de uma plataforma de manutenção e segurança conectada à uma plataforma de produção e o segundo simula a colisão de uma embarcação de apoio em alta velocidade no costado de um FPSO. No primeiro caso, uma UMS do tipo semi foi adotada para a colisão no costado/fundo do FPSO. A colisão gerou uma profundidade final de dano de aproximadamente 9 metros, mostrando a severidade da colisão. Neste caso, foi observado uma redução de resistência de 20,51 GNm para 17,27 GNm, que representa uma perda de 15,7%. O segundo cenário considerou a colisão de uma embarcação de apoio em alta velocidade. O dano, significativamente severo, gerou uma perda de 23% na resistência última longitudinal da plataforma.

Foi apresentada uma metodologia de análise de resistência residual de navios para simular de forma mais rápida a perda de resistência longitudinal do navio. Nesta metodologia, os danos de colisão são representados com a retirada dos elementos estruturais que compõem a profundidade do dano. Os resultados de simulações da colisão realizados com a UMS e a embarcação de apoio foram reproduzidos seguindo a metodologia e as análises de resistência longitudinal mostraram diferenças insignificativas em relação a curva de momento por carregamento, indicando que a

metodologia pode ser adotada para fornecer uma resposta mais rápida em caso de acidentes com colisões.

Trabalhos futuros

- Pesquisas adicionais com o detalhamento das 166 colisões entre embarcações de apoio em plataformas na costa brasileira. Com detalhamento de cada caso será possível conhecer os principais fatores e motivos que levaram à ocorrência dos acidentes e desenvolver medidas para reduzir a frequência de colisão em águas brasileiras.
- Desenvolvimento de testes experimentais de flexão de vigas caixão com danos. A correlação entre os resultados experimentais de vigas danificadas e modelos numéricos poderá enriquecer o conhecimento no assunto e comprovar a capacidade de reprodução dos fenômenos envolvidos na análise quando existe um dano na viga.
- Análise da resistência última intacta e com danos da nova geração de FPSOs replicantes que estão entrando em operação na Petrobras. A tese fez simulações com um FPSO convertido e antigo que apresenta maior robustez que a os novos FPSOs.
- Desenvolver formulação de estimativa de resistência residual para navios com danos de colisão.
- Desenvolvimento de estudos de colisão entre UMSs e unidades de produção com outros cenários envolvendo outros tipos de unidades de produção e impactos em diferentes áreas da estrutura, incluindo unidades fixas que apresentam menor capacidade de resistência, unidade semissubmersíveis que podem apresentar problemas de alagamento e estabilidade e novos casos com FPSOs replicantes.

Referências

- [1] YAO T., FJIKUBO M., (2016). Buckling and Ultimate Strength of Ship and Ship-like Floating Structures. Elsevier Inc.
- [2] ISSC 2015 - 15th International Ship and Offshore Structures Congress, Committee III.1 - Ultimate Strength, Cascais, Portugal, 7–10 de setembro de 2015.
- [3] ISSC 2012 - 14th International Ship and Offshore Structures Congress, Committee III.1 - Ultimate Strength, Rostock, Alemanha, 09-13 de setembro de 2012.
- [4] International Maritime Organization. GISIS: Marine Casualties and Incidents. Disponível em: <https://gisis.imo.org/Public/MCI/Default.aspx>. Acesso em: 06 de junho de 2015
- [5] HONG, L. (2008). Simplified Analysis and Design of Ships subjected to Collision and Grounding. Tese de doutorado, Norwegian University of Science and Technology, Faculty of Engineering Science and Technology, Department of Marine Technology.
- [6] Interim Report Marine inquiry 11-204: Containership MV Rena grounding on Astrolabe Reef 5 October 2011.
- [7] European Union Civil Protection Team: Report: COSTA CONCORDIA, Observation mission, Giglio Island, 26-29 de Janeiro de 2012.
- [8] PENGFEI Z., MINGHUA Z., RAJAGOPAL S. E RETOUNIOTIS F., (2016). Research on Prevention of Ship Collisions with Oil Rigs. Journal of Shipping and Ocean Engineering 6 (2016) 279-283
- [9] DALEY, J. (2013). Mumbai High North Platform Disaster. Coastal and Ocean Engineering Undergraduate Student Forum, COASTAL-2013, Faculty of Engineering and Applied Science, Memorial University, St. John's, NL, Canada, Março de 2013.
- [10] Disponível em: <http://www.offshoreenergytoday.com/south-korea-kodeco-shuts-down-one-of-its-oil-and-gas-facilities-after-collision-with-container-ship/>. Acesso em: 08/07/2017

- [11] Disponível em: <http://www.poseidon-maritime.sg/>. Acesso em: 16/12/2016
- [12] NAUTICUS HULL USER MANUAL PULS, DET NORSKE VERITAS, setembro de 2006.
- [13] JOSÉ MANUEL ANTUNES MENDES GORDO, (1996). Resistência última de estruturas de navios sob flexão. Tese para o Grau de Doutor em Engenharia Naval na Universidade Técnica de Lisboa - Instituto Superior Técnico, Lisboa, Portugal.
- [14] IMO, 2010, “Amendments to the 1974 SOLAS Convention, and to the FSS and LSA Codes”, Maritime Safety Committee, 10 Copyright © 2014 by ASME MSC 87/3
- [15] IMO, 2010, “Adoption of the International Goal-based Ship Construction Standards for Bulk Carriers and Oil Tankers”, Maritime Safety Committee, MSC 87/3/2
- [16] IACS: Common Structural Rules for Bulk Carriers and Double Bottom Tankers, International Association of Classification Societies, London, UK, January 2015.
- [17] BRYAN, G. H. On the stability of a plane under thrusts in its own plane with applications to the buckling of the sides of a ship. [S.l.]: Proceedings of the London Mathematical Society, v. 22, 1891.
- [18] SCHUMAN L, BACK G. Strength of rectangular flat plates under edge compression. NACA Report No. 356. 1930.
- [19] VON KARMAN T, SECHLER EE, DONNEL LH. Strength of thin plates in compression. Trans ASME 1932;54:53.
- [20] FRANKLAND, J. M. (1940). The strength of Ship Plating under edge compression. U.S Experimental Model Basin Progress Report 469.
- [21] SOARES C. G. E GORDO J. M., Design Methods for Stiffened Plates Under Predominantly Uniaxial Compression, Marine Structures 10 (1997) 465-4970.
- [22] FAULKNER, D. (1975). A Review of Effective Plating for use in the Analysis of Stiffened Plating in Bending and Compression. Journal of Ship Research 19:1-17.

- [23] SMITH, C.S., DAVISON, P.C., CHAPMAN, J.C. E DOWLING, P.J., (1988). Strength and Stiffness of Ship' Plating under in-plane compression and tension. Transactions of the Royal Institution of Naval Architects, 1988. 130: p. 277-296.
- [24] AMANTE, D.A.M., Resistência última e flambagem de painéis enrijecidos de estruturas oceânicas sob avaria. Dissertação para o Grau de Mestre em Engenharia Oceânica na COPPE/UFRJ, 2009.
- [25] CARLSEN, C. A. E CZUJKO, J., The specification of tolerances for post welding distortion of stiffened plates in compression, The Structural Engineer, Vol. 56-A, nº5, pp. 133-141, 1978.
- [26] MANSOUR, A. E., YANG, J. M. E THAYAMBALLI, A. K., An experimental investigation of ship hull ultimate strength, SNAME Meeting, pp.13.1-13.25, 1990.
- [27] PASQUALINO, I. P., ESTEFEN, S. F., NETTO, F. A. Ultimate strength of ships' panels. International Shipbuilding Progress, 48, n.2, pp.103-116, 2001.
- [28] CUI, W., MANSOUR, A. E., Effects of welding distortions and residual stresses on the ultimate strength of long rectangular plates under uniaxial compression. Marine Structures, 11, 251-269, 1998.
- [29] GORDO, J. M., GUEDES SOARES, C., Efeito das imperfeições geométricas iniciais na resistência de placas. O Mar Fonte de Desenvolvimento Sustentável, 8AS Jornadas Técnicas de Engenharia Naval, p. 385-404, 2002.
- [30] KMIETIK, M., JASTRZEBSKI, T. E KUZNIAR, J., Statistics of ship plating distortions, Marine Structures, 8, n. 2, pp.119-132, 1995.
- [31] CZUJKO, J., AND KMIETIK, M., 1975, Post Welding Distortions of Ship Shell Plating, Ship Research Institute, Technical University of Szczecin, Poland, 463 Report No. 4-S.
- [32] NIKOLOV, P.I. E ANDREEV, A.K., 2005. Idealization of the plating complex initial deflections'' Maritime Transportation and Exploitation of Ocean and Coastal Resources, C. Guedes Soares, Y. Garbatov and N. Fonseca (Eds.), Taylor & Francis Group, London, UK, 487-495.

- [33] BENSON, S., (2011). Progressive collapse assessment of lightweight ship structures. Submitted for the degree of Doctor of Philosophy, Newcastle University.
- [34] PAIK, J. P. E THAYAMBALLI, A. K., (2003). Ultimate limit state design of steel-plated structures. John Wiley & Sons, LTD.
- [35] AMANTE, D. A. M. AND ESTEFEN, S. F., (2011). “Buckling strength of stiffened panels considering actual geometric imperfections”, 21th Brazilian Congress of Mechanical Engineering, October 24-28, 2011, Natal, RN, Brazil.
- [36] ZHANG S. E JIANG L., (2015). Effects of initial imperfection shapes on plate ultimate strength under combined loads. Analysis and Design of Marine Structures – Guedes Soares & Shenoi (Eds), 2015 Taylor & Francis Group, London, ISBN 978-1-138-02789-3
- [37] FAULKNER, D., Compression tests on welded eccentrically stiffened plate panels. In: Steel Plated Structures, Crosby Lockwood Staples London, pp.581-617, 1976.
- [38] CHAPMAN, J. C., SMITH, C. S., DAVIDSON, P. C., DOWLING, P. J. Recent Developments in Design of Stiffened Plates Structures, Advances in Marines Structures, Elsevier Science Publishers, pp. 529-547, 1991.
- [39] DNV-OS-401, “Fabrication and Testing of Offshore Structures,” 2013.
- [40] CHENG, J.J.R., ELWI, A.E., GRODIN, G.Y. E KULAK, G.L. (1996). Material testing and residual stress measurements in a stiffened steel plate. In Strength and Stability of Stiffened Plate Components. Ship Structure Committee, SSC-399, Washington DC.
- [41] KMIECIK, M., (1970). The loading carrying capacity of axially loaded longitudinally stiffened plates having initial deformation. Ship Research Institute, Technical Report No. R180, Trondheim.
- [42] MANSOUR, A., YANG, J. M., & THAYAMBALLI, A. (1990). An experimental investigation of ship hull ultimate strength. *Transactions, SNAME* .

- [43] SMITH, C. S., & KIRKWOOD, W. (1977). Influence of initial deformations and residual stresses on inelastic flexural buckling of stiffened plates and shells. *Steel Plated Structures* (pp. 838-864). London: Crosby Lockwood Staples.
- [44] GORDO, J. M., GUEDES SOARES, C., & FAULKNER, D. (1996). Approximate assessment of the ultimate strength of the hull girder. *Journal of Constructional Steel Research*, 40 (1), 60-69.
- [45] GUEDES SOARES, C., & GORDO, J. M., (1997). Design methods for stiffened panels predominantly under compression. *Marine Structures* 10 (1997) 465 – 497.
- [46] G. GRONDIN, I. SHEIKH AND A. ELWI. “Stiffener Tripping in Stiffened Steel Plates”. Structural Engineering Report No. 236. University of Alberta. Canada. 2001.
- [47] ZHANG S. E KHAN I., (2009). Buckling and ultimate capability of plates and stiffened panels in axial compression. *Marine Structures*, Vol. 22, 791-808.
- [48] BRUBAK, B., ANDERSEN, H. & HELLESLAND, J. 2013. Ultimate strength prediction by semi-analytical analysis of stiffened plates with various boundary conditions. *Thin-Walled Structures*, 62, 28–36.
- [49] JOHN, W. G. On the strength of iron ship. *Trans. INA*. 1874; 15:74-93.
- [50] CALDWELL, J. B. Ultimate longitudinal strength. *Transactions of RINA*. 1965; 107:411-430.
- [51] PAIK J K, MANSOUR A E (1995). A simple formulation for predicting the ultimate strength of ships. *Journal of Marine Science and Technology*; pp52-62.
- [52] QI E R, CUI W C (2006). Analytical method for ultimate strength calculations of intact and damaged ship hulls. *Ships and Offshore Structures* 2006; pp153-164.
- [53] MAESTRO, M. E MARINO, A. An assessment of the structural capacity of damaged ships: the plastic approach in longitudinal unsymmetrical bending and the influence of buckling. *International Shipbuilding Progress*. 1989; 36(408):255-265.
- [54] SMITH, C.S. AND. DOW R.S., (1981). “Residual strength of damaged steel ships and offshore structures”, *Journal of Constructional Steel Research* 1(4): 2–15.

- [55] UEDA, Y. E RASHED, S. M. H., 1984. The idealized structural unit method and its application to deep girder structures. *Computers and Structures*. 1984; 18(2):227-293.
- [56] PAIK, J. K., 1993. Advanced idealized structural elements considering both ductile-collapse and excessive tension-deformation. Pusan, Korea: Dep. of Naval Architecture; 1993; PNUNA-SE-30. 61.
- [57] FUJIKUBO, M., KAEDING, P. e YAO, T., 2000. Rectangular plate element with new lateral shape function - Longitudinal and transverse thrust. *J. Soc. Naval Arch. of Japan*. 2000; 187.
- [58] KUTT, L. M., PIASZCZYK, C. M., CHEN, Y. K. & LIU, D.. (1985). Evaluation of the longitudinal ultimate strength of various ship hull configurations. *Trans Soc Naval Archit Mar Eng.*, 93, 33–53.
- [59] SHU, Z. E MOAN, T., (2012). Ultimate hull girder strength of a bulk carrier under combined global and local loads in the hogging and alternative hold loading condition using nonlinear finite element analysis. *Journal of Marine Science and Technology*, 17: 94-113.
- [60] ISSC 2009 - 13th International Ship and Offshore Structures Congress, Committee V.1 – Damage assessment after accidental events, Seul, Coréia do Sul, 16-21 de Agosto de 2009.
- [61] SILVA, G. G. E CYRINO, J. C., (2006). Resistência residual pós-colisão de painéis enrijecidos em FPSO. 15º Congresso Nacional de Transporte Aquaviário, Construção Naval e Offshore, Rio de Janeiro, Brasil.
- [62] Acesso no dia 31/10/2016: http://news.xinhuanet.com/english2010/world/2010-05/25/c_13315094.htm
- [63] WANG, G., JIANG, D.J. AND SHIN, Y. (2003). Consideration of collision and contact damage risks in FPSO structural designs, OTC-15316, Offshore Technology Conference, Houston, TX, 5-8 May 2003.

- [64] DOW, R. S. E SMITH, C. S., (1984). Effects of localized imperfections on compressive strength of long rectangular plates, *Journal of Construction Steel Research* 4: 51–76, 1984.
- [65] HU, S.Z., CHEN, Q., PEGG, N. AND ZIMMERMAN, T.J.E., (1997). Ultimate collapse tests of stiffened-plate ship structural units, *Marine Structures* 10, 587-610.
- [66] PAIK, J.K., LEE, J.M., LEE, D.H., (2003). Ultimate strength of dented steel plates under axial compressive loads. *International Journal of Mechanical Sciences* 45: 433-448, 2003.
- [67] GUEDES SOARES C., TEIXEIRA A.P., LUÍS R.M., QUESNEL T., NIKOLOV P. I., STEEN E., KHAN I. A., TODERAN C., OLARU V.D., BOLLERO A., TACZALA M., (2005). Effect of the shape of localized imperfections on the collapse strength of plates. *Maritime Transportation and Exploitation of Ocean and Coastal Resources*, Taylor & Francis Group, London, UK, 2005, pp. 429–437.
- [68] LUIS, R. M. E GUEDES SOARES, C., (2006). Ultimate strength of plate assemblies with localized imperfection subjected to compressive loads,” *Proceedings of the 3rd European Conference on Computational Solid and Structural Mechanics*, Lisbon, Portugal, June 4–8, p. 707.
- [69] LUÍS, R.M., WITKOWSKA, M. E GUEDES SOARES, C., Collapse behaviour of damaged panels with a dimple imperfection. *The 26th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (OMAE 2007)*, San Diego, Estados Unidos.
- [70] WITKOWSKA, M. E GUEDES SOARES, C., Collapse Strength of Stiffened Panels With Local Dent Damage. *The 27th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (OMAE 2008)*, Estoril, Portugal.
- [71] WITKOWSKA, M., AND GUEDES SOARES, C., 2009. “Ultimate Strength of Stiffened Plates With Local Damage on the Stiffener,” *Analysis and Design of Marine Structures*, C. Guedes Soares and P. K. Das, eds., Taylor & Francis Group, London, UK.
- [72] SAAD-ELDEEN S, GARBATOV Y, GUEDES SOARES C., 2015. Strength assessment of steel plates subjected to compressive load and dent deformation. *Structure and Infrastructure Engineering*, 2015.

- [73] SAAD-ELDEEN S, GARBATOV Y, GUEDES SOARES C., 2015. Stress-strain analysis of dented rectangular plates subjected to uni-axial compressive loading. *Engineering Structures*, 99 (2015), 78-91.
- [74] SAAD-ELDEEN S., GARBATOV Y., GUEDES SOARES, C., (2016). Ultimate strength analysis of highly damaged plates. *Marine Structures*, 45 (2016), 63-85.
- [75] LIU, Z. e AMDAHL, J., (2009). “Residual strength of damaged stiffened panel on double bottom ship” *Analysis and Design of Marine Structures – Guedes Soares & Das* (eds) © 2009 Taylor & Francis Group, London, ISBN 978-0-415-54934-9.
- [76] XU, M. C. e GUEDES, S. (2013) “Assessment of residual ultimate strength of wide dented stiffened panels subjected to compressive loads”, *Engineering Structures* 49 (2013) 316 – 328.
- [77] AMANTE, D. A. M. , ESTEFEN, S. F. E PASQUALINO, I. P., (2017) Ultimate compressive strength assessment of damaged plates. *Proceedings of 36th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, OMAE 2017*, June 25-30, 2017, Trondheim, Norway.
- [78] AMANTE, D. A. M., ESTEFEN, S. F. E ROSSETTO, R. (2011) “Buckling strength of damaged stiffened panels”, 30th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (OMAE2011), Rotterdam, Netherland
- [79] AMANTE, D. A. M., CHUJUTALLI, J. A. E ESTEFEN, S. F., (2013). “Residual strength of damaged stiffened panels”, 32th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (OMAE2013), Nantes, France.
- [80] AMANTE, D. A. M., CHUJUTALLI, J. A. E ESTEFEN, S. F., (2014). “Residual Compressive Strength of Dented FPSO Side Shell Panel”, *International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (OMAE2014)*, San Francisco, California, USA.
- [81] AMANTE, D. A. M., CHUJUTALLI, J. A. E ESTEFEN, S. F., (2015). “Experimental and Numerical Analyses of Dented Stiffened Panels”, *Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, Vol. 137, June 2015.

- [82] WANG, G., SPENCER, J. AND CHEN, Y., 2002. Assessment of a ship's performance in accidents, *Marine Structures* Vol.15
- [83] SARAIVA, A. P., CYRINO J. C. R., Structural Integrity of Column of Semi-Submersible Platform, Subjected to Supply Boat Collisions, *International Symposium on Practical Design of Ships and Other Floating Structures*, 2007.
- [84] ALSOS H., S. e AMDAHL J., Analysis of bottom damage caused by ship grounding. In: *OMAE 2008 - The 27th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering* (OMAE 2008), Estoril, Portugal.
- [85] OZGUC, O., DAS, P.K. e BARLTROP, N.D.P., (2006). A comparative study on the structural integrity of single and double side skin bulk carriers under collision damage, *Marine Structures*, 511–547, 2006.
- [86] NOTARO G., KIPPENES, J., AMLASHI, H., RUSSO, M. e STEEN, E., (2010). Residual hull girder strength of ships with collision or grounding damages. *PRADS 2010 Conference*, Rio de Janeiro, Brasil, p. 941-951, 2010.
- [87] BENSON, S., ABUBAKAR A., AND DOW R, S., (2013). A comparison of computational methods to predict the progressive collapse behaviour of a damaged box girder. *Engineering Structures* 48 (2013) 266–280
- [88] POLLALIS C. e SAMUELIDES M. S., (2013). Ultimate strength of damaged hulls. *Collision and Grounding of Ships and Offshore Structures*, 2013 Taylor & Francis Group, London.
- [89] JIANG, X., YU. H., e KAMINSKI M. L., (2014). Assessment of residual ultimate hull girder strength of damaged ships. *International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering* (OMAE2014), San Francisco, California, USA.
- [90] AMANTE, D. A. M., CHUJUTALLI, J. A. e ESTEFEN, S. F., (2016). Hull girder ultimate strength of intact and damaged double hull tankers. *Proceedings of 35th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, OMAE 2016, June 19-24, 2016, Busan, South Korea.

- [91] NISHIHARA, S. Ultimate longitudinal strength of mid-ship cross section. *Naval Arch. & Ocean Engng.* 1984; 22:200-214.
- [92] AMANTE, D. A. M. AND ESTEFEN, S. F., (2010). “Strength loss of SS platform column due to ship collision”, 29th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (OMAE2010), Shanghai, China.
- [93] YAMADA, Y., (2014). Numerical study on the residual ultimate strength of hull girder of a bulk carrier after ship-ship collision. International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (OMAE2014), San Francisco, California, USA.
- [94] ANP – www.anp.gov.br, Plataformas em Operação no mês de referência: Julho/2016.
- [95] International Association of Oil & Gas Producers, (2010). Ship/installation collisions. Risk Assessment Data Directory; Report No. 434 – 16 Março de 2010.
- [96] DNV. WOAD - Worldwide Offshore Accident Databank, v5.0.1.
- [97] ROBSON, J. K., (2001). Ship/platform collision incident database. Health & Safety Executive (HSE).
- [98] KVITRUD, A., (2011). Collisions between platforms and ships in norway in the period2001-2010. 30th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering Volume 2: Structures, Safety and Reliability. Rotterdam, The Netherlands, June 19–24, 2011.
- [99] SANDHÅLAND, H., OLTEDAL H., EID, J., (2015). Situation awareness in bridge operations – A study of collisions between attendant vessels and offshore facilities in the North Sea. *Safety Science* 79 (2015) 277–285
- [100] JAN BØRGE MORK SAETRE, Collision between Platform Deck and Service Vessel Wheelhouse. Tese de Mestrado, 2013, Norwegian University of Science and Technology.
- [101] Investigation of Big Orange XVIII's collision with Ekofisk 2/4-W 8 June 2009

- [102] GILSON GOMES DA SILVA (2001), Resistência residual pós-colisão de painéis enrijecidos em FPSO. Tese de mestrado submetida ao corpo docente da coordenação dos programas de pós-graduação em Engenharia Oceânica da Universidade Federal do Rio de Janeiro.
- [103] JOÃO, L., V., (1999). Estimativa da resistência última de colunas avariadas de plataformas semi-submersíveis. Tese de mestrado submetida ao corpo docente da coordenação dos programas de pós-graduação em Engenharia Oceânica da Universidade Federal do Rio de Janeiro.
- [104] MARCO ANTONIO MADDALENA (2001), Restabelecimento da resistência limite compressiva de colunas avariadas de plataformas semi-submersíveis, Tese de mestrado submetida ao corpo docente da coordenação dos programas de pós-graduação em Engenharia Oceânica da Universidade Federal do Rio de Janeiro.
- [105] NOLAU NETO, J. A., ESTEFEN, S. F. E QUARANTA NETO, F., 2004. Floating Protection System for Collision of Supply Vessel on FPSO Hull. In: 9th Symposium on Practical Design of Ships and Other Floating Structures, 2004, Luebeck - Travemuende. Proceedings of PRADS 2004, 2004. p. 743-749.
- [106] SARAIVA, A. P., CYRINO J. C. R., Structural Integrity of Column of Semi-Submersible Platform, Subjected to Supply Boat Collisions, International Symposium on Practical Design of Ships and Other Floating Structures, 2007.
- [107] Petrobras. Manual para operações entre embarcações de apoio marítimo e unidades marítimas. US-LOG/LOGS/TM
- [108] Abaqus/CAE Version 6.14, Copyright © 2016 Abaqus, Inc.
- [109] COWPER, G. R. AND SYMONDS, P. S. (1957) Strain-Hardening and Strain Rate Effects in The Impact Loading of Cantilever Beams, Technical Report, No. 28, Brown University.
- [110] PAIK, J.K., CHUNG, J.Y., CHOE, I.H., THAYAMBALLI, A.K., PEDERSEN, P.T. AND WANG, G. (1999e). On Rational Design of Double Hull Tanker Structures against Collision. The 1999 annual meeting of the Society of Naval Architects and Marine Engineers. Trans. SNAME 107.

- [111] PAIK, J.K., CHUNG, J.Y. AND PAIK, Y.M. (1999) On Dynamic/Impact Tensile Strength Characteristics of Thin High Tensile Steel Materials for Automobiles, Journal of Korea Society of Automotive Engineers, Vol. 7, No. 2, pp. 268-278.
- [112] NEMAT-NASSER, S. AND GUO, W. G. (2003), Thermomechanical response of DH-36 structural steel over a wide range of strain rates and temperatures. Mechanics of Materials (Impact Factor: 2.33). 11/2003; 35(11):1023-1047.
- [113] CHOUNG, J.M., 2008. On the fracture criteria of steels for marine structures subjected to impact loadings. Ph.D. Thesis, University of Ulsan.
- [114] MIN, D.K., HEO Y.M., SHIN D.W., KIM S.H. AND CHO, S.R., On the plastic and fracture damage of polar class vessel structures subjected to impact loadings. Collision and Grounding of Ships and Offshore Structures – Amdahl, Ehlers & Leira (Eds) © 2013 Taylor & Francis Group, London, ISBN 978-1-138-00059-9.
- [115] FERRARINI, J., (2004) “Caracterização de Materiais para o processo de Estampagem”, M. Sc., Programa de Pós Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais – PPGEM, Escola de Engenharia, Porto Alegre, 2004
- [116] BUCKINGHAM E., (1914). “On physically similar systems, illustration and the use of dimensional equations”. Physical Review 4(4): 345-376.
- [117] Hughes, O. F. e Paik, J.. (2010). Ship Structural Analysis and Design. Society of Naval Architects and Marine Engineers (SNAME).
- [118] RUTHERFORD, S.E. e CALDWELL, J.B., 1990, Ultimate longitudinal strength of ships: a case study. Trans., SNAME, 98, 441-471.
- [119] DOW, R. S., 1991, Testing and analysis of a 1/3 scale frigate model. In Advance in Marine Structures 21991, Elsevier: Dunfermline, Escócia. 749:773.
- [120] DOWLING, P. J.; CHATTERJEE, S.; FRIEZE, P., AND MOOLANI, F. M., 1973, Experimental and predicted collapse behaviour of rectangular steel box girders. International Conference on Steel box Girder Bridges. London; 1973.

- [121] GORDO J. M., GUEDES SOARES C., (2008). Experimental evaluation of the behaviour of a mild steel box girder under bending moment. *Ships Offshore Struct* 2008;3:347–58.
- [122] SAAD-ELDEEN S., GARBATOV Y., GUEDES SOARES C., (2011) Experimental assessment of the ultimate strength of a box girder subjected to severe corrosion. *Marine Structures* 2011; 24:338–57.
- [123] RIM, C. W., 2008, The effect of bottom damage size of stranded ship on ultimate strength. 27th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (OMAE2008), Lisboa, Portugal.
- [124] YAMADA, Y. & TAKAMI, T. 2015. Model test on the ultimate longitudinal strength of a damaged box girder. In: Guedes Soares, C. & Shenoi, R.A. (eds.) *Analysis and Design of Marine Structures*. Taylor & Francis Group, London, UK, 435–441
- [125] BEGHIN, D., JASTRZEBSKI, T. AND TACZALA, M., (1995) “Renault Computer Code for Evaluation of the Ultimate Longitudinal Strength of Hull Girder,” In *Proceedings, International Symposium on Practical Design of Ships and Mobile Units, PRADS95*, pp. 2.832-2.843 (1995).
- [126] Benson, S., Downes, J. e Dow R.S., 2013. Compartment level progressive collapse analysis of lightweight ship structures. *Marine Structures* 31, 44-62.
- [127] M. TEKGOZ, Y. GARBATOV & C. GUEDES SOARES, Strength analysis of ship shaped structures subjected to asymmetrical bending moment. *Analysis and Design of Marine Structures – Guedes Soares & Shenoi (Eds) © 2015 Taylor & Francis Group, London, ISBN 978-1-138-02789-3*
- [128] CHUJUTALLI, J. A. e ESTEFEN, S. F., GUEDES SOARES C., 2016. Influence of geometric imperfections on the ultimate strength of the double bottom of a Suezmax tanker. *Engineering Structures* 127 (2016) 287-303.
- [129] TROVOADO, L. C., Influência das distorções geométricas iniciais na resistência estrutural de navios tanque, Departamento de Engenharia Naval e Oceânica– Escola Politécnica / UFRJ 2010.

- [130] DNV. Hull structural design, ships with length 100 m and above. Pt. 3 Ch. 1; 2012.
- [131] ABS. Common Structural Rules for Oil Tankers. Section 7/2.2.1. HoustonTX, USA. America Bureau of Shipping; 2010.
- [132] ABS. Guide for assessing hull girder residual strength. HoustonTX, USA. America Bureau of Shipping; 1995.
- [133] FURNES, O., E AMDHAL, J., (1980). Ship collisions with offshore platforms. DNV, Oslo, Norway.
- [134] WANG G., TAMURA K., JIANG D. E ZHOU Q. J., (2006). Design against contact damage for offshore supply vessels. IMDC Conference held in University of Michigan, Ann Arbor, Michigan, Maio de 2006.
- [135] WANG G., JIANG D. E SHIN Y., (2003). Consideration of Collision and Contact Damage Risks in FPSO Structural Designs. Offshore Technology Conference. Houston, Texas, U.S.A., 5–8 de maio de 2003 (OTC15316).
- [136] WANG G., PEDERSEN P. T. (2007). A literature review of risk assessment of ship-fpsa collisions. OMAE 2007 – 29760. Offshore Mechanics and Arctic Engineering, San Diego, USA, 10-15 June, 2007
- [137] Norsok N-004, NORSOK Standard N-004. Design of Steel Structures (Rev.2), Norwegian Technology Standards Institution, Oslo, Norway, October 2004.
- [138] DNVGL-OS-A101 Safety principles and arrangements Edition July 2015
- [139] Norsok N-003, NORSOK Standard N-003. Actions and Action Effects (Rev.1), Norwegian Technology Standards Institution, Oslo, Norway, February 1999.
- [140] API Recommended Practice 2A-WSD. Recommended Practice for Planning, Designing and Constructing Fixed Offshore Platforms - Working Stress Design, American Petroleum Institute, 2000.

- [141] STORHEIM M. AND AMDAHL J., (2014). Design of offshore structures against accidental ship collisions. *Marine Structures* 37 (2014) 135–172.
- [142] DNV OSS-201, Verification for Compliance with Norwegian Shelf Regulations. Outubro de 2013.
- [143] KENNY, J. P., 1988. Protection of Offshore Installations Against Impact, Report No. OTI 88535, Sudbury, Suffolk: HSE Books.
- [144] FLOHBERGER, M. L., 2010. Suggested Improvements For Ship-Installation Collision Risk Models To Reflect Current. Collision Avoidance Systems. University of Stavanger.
- [145] KÄLLSTRÖM, C., ALLENSTRÖM, B., OTTOSSON, P., VASSALOS, D., JASIONOWSKI, A., RUTGERSSON, O., SCHREUDER, M., BERGHOLTZ, J., BLOK, J.J. AND VNA DAALEN, F.G. (2008). Final Report-Research Study on the Sinking Sequence of MV Estonia. Göteborg, Sweden. SSPA Research Report No 134.
- [146] LEHMANN, E., PESCHMANN, J. (2002). Energy absorption by the steel structure of ships in the event of collisions. *Marine Structures* 15(4-5): 403-428.